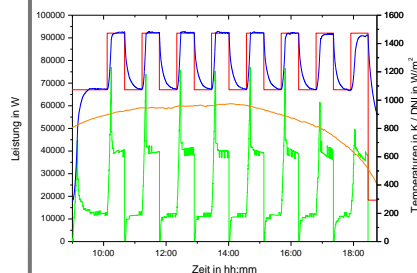
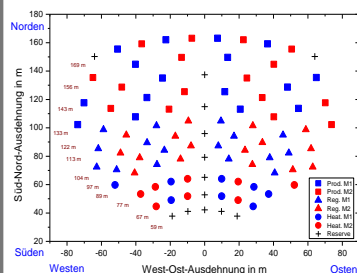
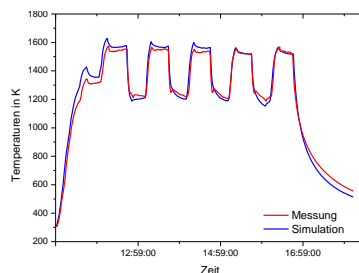
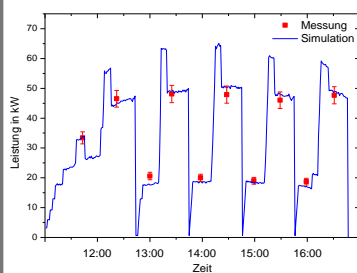


Entwicklung und Simulation einer Wasserstoffherzeugungs- anlage auf einem Solarturm

Energietechnik

Jan-Peter Säck



Entwicklung und Simulation einer Wasserstofferzeugungsanlage auf einem Solarturm

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Abteilung Maschinenbau der
Universität Duisburg-Essen
zur Erlangung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR

genehmigte Dissertation

von

Jan-Peter Säck

aus

Lennestadt-Altenhundem

Referentin: Prof. Dr. rer. nat. Angelika Heinzel

Korreferent: Prof. Dr. Ing. Robert Pitz-Paal

Tag der mündlichen Prüfung: 29.08.2012

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand am Institut für Solarforschung des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt e. V. (DLR) in Köln in Zusammenarbeit mit der Universität Duisburg-Essen. Die Arbeiten, insbesondere die experimentellen Untersuchungen, wurden im Kontext des europäischen Forschungsprojekts Hydrosol 2 des sechsten Forschungs-Rahmenprogramms der Europäischen Union erstellt.

Mein Dank gilt insbesondere Frau Prof. Dr. Angelika Heinzel von der Universität Duisburg-Essen, die durch ihre Unterstützung und die spontane Bereitschaft zur Betreuung die Voraussetzung für einen erfolgreichen Abschluss der Arbeit geschaffen hat. In gleicher Weise möchte ich mich auch bei dem Institutsleiter des Instituts für Solarforschung des DLR Herrn Prof. Dr. Robert Pitz-Paal für die gewährten Arbeitsmöglichkeiten, die Begleitung der Arbeit und das in mich gesetzte Vertrauen bedanken. Des Weiteren danke ich Herrn Dr. Chr. Sattler, der es mir ermöglichte die Arbeit in seiner Abteilung Solare Verfahrenstechnik anzufertigen. Mein besonderer Dank gilt dem Projektleiter des Projekts Hydrosol 2 Herrn Dr. Martin Roeb, der die meiste Arbeit mit mir hatte, für die produktive Zusammenarbeit, ergiebige Diskussionen, eine hervorragende Leitung des Projekts und die vielen Anregungen.

Am Institut für Solarforschung danke ich Dr. Christian Raeder und Christian Willsch für die Begleitung der Versuche im Sonnenofen, Peter-Michael Rietbrock, der viel zu früh von uns gegangen ist, für die Beteiligung an der Konstruktion des Reaktors, Daniela Graf für die Unterstützung bei der Entwicklung der Steuerung, Lamark de Oliveira für die Hilfe bei den Umbauten des Reaktors in Spanien und Dennis Thomey für seinen Rat bei thermodynamischen Fragestellungen. Mein Dank gilt zudem dem Studenten Rolf-Recke Riebeling, der mit seiner Diplomarbeit einen wichtigen Beitrag für das Gelingen dieser Arbeit geliefert hat. Außerdem danke ich den (ehemaligen) Doktorand(inn)en Frau Dr. Martina Neises und Frau Nicole Janotte, sowie den Herren Dr. Mark Schmitz, Dr. Björn Schiricke, Dr. Boris Belhomme, Dr. Michael Wullenkord, Dr. Adam Noglik, Jörg Sauerhering, Stefan Brendelberger, Nils Albrink, Nicolas Bayer-Botero, Matthias Lange und Friedemann Call mit denen ich viele hilfreiche und ermunternde Gespräche führen konnte. Danken möchte ich auch den Kollegen auf der Plataforma Solar de Almería (PSA), insbesondere Dr. Peter Heller, Miriam Ebert, Wolfgang Reinalter, Mirko Meyer-Grünefeld, Christoph Prah, Agustin Perez und José Rubio für die gute Zusammenarbeit. Außer den hier namentlich genannten möchte ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Solarforschung für ihre Unterstützung und die angenehme Arbeitsatmosphäre bedanken.

Großen Dank schulde ich meiner Familie, die mit ihrer Unterstützung während des Studiums den Grundstein zu dieser Arbeit gelegt hat. Ihnen und all denen, die mich auf meinem Weg begleitet und mir in guten wie auch in schwierigen Zeiten die Freundschaft gehalten haben, danke ich herzlich.

Widmen möchte ich diese Arbeit meiner Freundin Yvonne Ress. Ohne ihre Geduld, Inspiration und Motivation wäre das Verfassen dieser Arbeit nicht möglich gewesen.

One thing I feel sure of, and that is that the human race must finally utilize direct sun power or revert to barbarism.

Frank Shuman 1914

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Hilfsmittel verwendet habe, abgesehen von den Anregungen meiner Betreuerin Frau Prof. Dr. Angelika Heinzel. Alle Inhalte, die wörtlich oder sinngemäß aus veröffentlichten oder nicht veröffentlichten Schriften entnommen sind, sind als solche kenntlich gemacht.

Köln, den 05.04.2012

Jan Peter Säck

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	I
Abbildungsverzeichnis	V
Tabellenverzeichnis.....	X
Nomenklatur	XI
Kurzfassung	XIX
1 Einleitung	1
1.1 Erneuerbare Energien, solare Brennstoffe und Herausforderung	1
1.2 Zielsetzung der Arbeit.....	2
2 Grundlagen.....	4
2.1 Solare und solarthermische Grundlagen	4
2.1.1 Solarstrahlung.....	4
2.1.2 Sonnenstandsberechnung.....	6
2.1.3 Richtungsverteilung der Solarstrahlung	6
2.1.4 Maximale Absorbertemperatur.....	7
2.1.5 Parabolrinnen-Kollektoren	8
2.1.6 Lineare Fresnel-Kollektoren.....	9
2.1.7 Parabol-Konzentratoren.....	9
2.1.8 Solarturm-Systeme	10
2.2 Thermodynamische Grundlagen	11
2.2.1 1. Hauptsatz der Thermodynamik.....	11
2.2.2 Wärmeleitung	13
2.2.3 Wärmestrahlung.....	13
2.2.4 Spektrale spezifische Ausstrahlung.....	14
2.2.5 Konvektion	15
2.3 Grundlagen der Regelungstechnik	16
2.3.1 Die Grundstruktur von Regelkreisen	16
2.3.2 Zustandsraumdarstellung.....	17
2.3.3 Numerische Integration	18
2.3.4 Übertragungsfunktion.....	21
2.3.5 Linearisierung.....	22
2.3.6 PID-Regler.....	23
2.3.7 Steuerung und Regelung solarthermischer und solarchemischer Solarturm-Systeme	25

2.3.7.1	Regelung / Steuerung Solarthermischer Systeme	26
2.3.7.2	Regelung / Steuerung Solarchemischer Systeme	26
2.4	Wasserstoffherstellung	26
2.4.1	Verfahren zur Wasserstofferzeugung	27
2.4.2	Solare Dampfreformierung	28
2.4.3	Schwefelbasierte thermochemische Kreisprozesse	29
2.4.4	Zweistufiger thermochemischer Kreisprozess mit Metalloxiden	31
2.4.5	Kohlendioxid-Spaltung	33
3	Versuchsanlage & Versuchskampagnen	34
3.1	Hardware	34
3.1.1	SSPS-CRS-Solarturm-System	34
3.1.1.1	Solarturm	34
3.1.1.2	Heliostatfeld	35
3.1.2	Flussdichtemesssystem	37
3.1.3	Hydrosol-Reaktor	38
3.1.4	Peripherie	40
3.2	Durchführung von Versuchen	41
3.2.1	Thermische Tests	41
3.2.1.1	Leistungsmessung bei Betriebstemperaturen	42
3.2.1.2	Temperaturverteilung auf einem Modul	43
3.2.1.3	Zykluswechsel	45
3.2.2	Wasserstoffproduktion	46
4	Modellbildung	48
4.1	Gesamtmodellkonzept	48
4.2	Modell des Heliostatfeldes	49
4.2.1	Heliostat	50
4.2.2	Deflektometrie	51
4.2.3	Heliostatfeld	52
4.2.4	Receiver, Sunshape, Zielpunkte und Abschattung	53
4.2.5	TCP/IP-Schnittstelle	54
4.3	Modell des Reaktors	55
4.3.1	Mathematische Modellbildung	55
4.3.2	Wärmeübergangskoeffizienten & Stoffwerte	55
4.3.3	Aufstellen der Zustandsgleichungen	64
4.3.4	Zustandsraumdarstellung	69
4.4	Reaktionsmodell	70

4.4.1	Regeneration-Schritt.....	71
4.4.2	Wasserstofferzeugungsschritt.....	72
5	Validierung der Modelle	76
5.1	Validierung Heliostatfeldmodell.....	76
5.2	Validierung Reaktormodell.....	78
5.3	Validierung Reaktionsmodell	79
6	Simulation von Betriebszuständen und der Prozessregelung.....	81
6.1	Untersuchung der offenen Strecke.....	81
6.2	Statisches Verhalten des Systems	83
6.2.1	Konstante Leistung.....	83
6.2.2	Konstante solare Direktstrahlung	84
6.3	Optischer Jahres-Heliostatfeldwirkungsgrad	85
6.4	Regelungskonzept.....	86
6.4.1	Reglerstruktur	87
6.4.2	Reglerentwurf.....	89
6.4.3	Stabilität des geschlossenen Regelkreises	91
6.4.4	Bestimmung der Reglerparameter	92
6.5	Anwendung des geschlossenen Regelkreises	93
6.5.1	Typische Betriebszustände	94
6.5.2	Kompensation von Störungen	96
6.6	Betriebsstrategie.....	98
6.6.1	Allgemeines.....	98
6.6.2	Start der Anlage.....	99
6.6.3	Regulärer Betrieb der Anlage.....	99
6.6.4	Kompensation von Störungen	100
6.6.5	Abschalten der Anlage.....	101
7	Zusammenfassung	102
8	Ausblick	105
9	Literaturverzeichnis	107
Anhang 1: Deflektometrie-Ergebnisse.....		114
Anhang 2: Stoffwerte Wasserdampf.....		124
Anhang 3: Wärmestrombilanzen.....		126
Anhang 4: Zustandsraumdarstellung offene Strecke		128
Anhang 5: Simulationstage.....		133

Anhang 6: Tabellarischer Lebenslauf.....	139
---	------------

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Solarspektren der DNI verschiedener Luftmassen (AM) wellenlängenabhängig	5
Abbildung 2.2: Sonnenstand berechnet an vier Tagen des Jahres für den Standort Köln	6
Abbildung 2.3: Sunshapes der Sonne mit verschiedenen Zirkumsolarverhältnissen ^[20]	7
Abbildung 2.4: Maximal theoretisch mögliche Absorbertemperatur abhängig vom Konzentrationsverhältnis ^[23]	7
Abbildung 2.5: Parabolrinnen-Kollektor, Plataforma Solar de Almería, Spanien ^[26]	8
Abbildung 2.6: Fresnel-Kollektor, Plataforma Solar de Almería, Spanien ^[26]	9
Abbildung 2.7: Dish-Sterling-Konzentrator, Plataforma Solar de Almería, Spanien ^[26]	10
Abbildung 2.8: Solarturm System CESA I, Plataforma Solar de Almería, Spanien ^[26]	11
Abbildung 2.9: Transmission, Reflexion und Absorption in Abhängigkeit von der Wellenlänge von Quarzglas ^[38]	14
Abbildung 2.10: Ausstrahlungsanteilsfunktion im Wellenlängen-Bereich von 250 nm bis 3500 nm	15
Abbildung 2.11: Blockschaltbild eines einfachen Standard-Regelkreises	17
Abbildung 2.12: Blockschaltbild eines Übertragungssystems 1. Ordnung in Zustandsraumdarstellung	18
Abbildung 2.13: Annäherung von $x(t)$ nach dem Euler Cauchy Integrations-Verfahren	19
Abbildung 2.14: Annäherung von $x(t)$ nach dem Runge Kutta Integrations-Verfahren	20
Abbildung 2.15: Einfluss unterschiedlicher Berechnungs-Schrittweiten bei dem Runge Kutta Integrations-Verfahren	20
Abbildung 2.16: Sprungantworten von P- (links), I- (mitte) und D-Glied (rechts)	24
Abbildung 2.17: allgemeines Blockschaltbild und Sprungantwort des PID-Regler	25
Abbildung 2.18: Schema des Schwefel-Iod-Prozesses	29
Abbildung 2.19: Schema des Schwefelsäure-Hybrid-Prozesses	30
Abbildung 2.20: Schema des zweistufigen thermochemischen Kreisprozesses	32
Abbildung 3.1: Hydrosol-Pilotanlage im Betrieb auf dem CRS Turm, PSA, Spanien	34
Abbildung 3.2: Martin-Marietta-Heliostat des SSPS-Heliostatfelds, PSA, Spanien	35

Abbildung 3.3: Heliostatfeld-Steigung in Süd-Nord- (links) und West-Ost-Richtung (rechts)	36
Abbildung 3.4: Heliostatfeld-Aufteilung der Hydrosol Pilotanlage.....	37
Abbildung 3.5: Gesamtbild der Flussdichtemessung mit der Kamera-Target Messmethode	37
Abbildung 3.6: Radiometer-Kalibrations-Funktion der Flußdichtemessung	38
Abbildung 3.7: 3D-Reaktor-Design-Zeichnung mit zwei Hydrosol-Reaktor-Modulen.....	39
Abbildung 3.8: Schnittzeichnung der beiden Hydrosol-Reaktor-Module	39
Abbildung 3.9: Flowsheet der Reaktor-Peripherie der Hydrosol-Anlage	40
Abbildung 3.10: Durchschnitts-Keramik-Temperaturen im West- und Ostmodul	42
Abbildung 3.11: Flussdichteverteilung auf dem kompletten Receiver	43
Abbildung 3.12: Temperaturmessung auf dem Receiver mit einer Thermokamera.....	43
Abbildung 3.13: Thermokamerabild des Ostmoduls mit einer Skala in °C	44
Abbildung 3.14: Horizontale Temperaturverteilung der Keramik eines Moduls.....	44
Abbildung 3.15: Vertikale Temperaturverteilung der Keramik eines Moduls.....	45
Abbildung 3.16: Durchschnitts-Keramik-Temperatur bei Zykluswechsel.....	45
Abbildung 3.17: Durchschnitts-Keramik-Temperatur bei Temperaturwechselzyklen der beiden Module.....	46
Abbildung 3.18: Wasserstoffkonzentration im Abgas eines Moduls eines Testtages.....	47
Abbildung 4.1: Schema des Simulationsgesamtkonzepts	48
Abbildung 4.2: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) der Simulationssoftware	49
Abbildung 4.3: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) zu STRAL.....	49
Abbildung 4.4: Modell des Martin Marietta Heliostaten des SSPS-Feldes, PSA Spanien, Front- (links) & Rückseite (rechts).....	50
Abbildung 4.5: Deflektometrie-Aufnahme des Martin Marietta Heliostaten des SSPS-Feldes, PSA, Spanien.....	51
Abbildung 4.6: Abweichung von der Spiegel-Idealforn in mrad in x- (links) und y- (rechts) Richtung Spiegel H35.....	52
Abbildung 4.7: Modell des SSPS-Feldes, PSA, Spanien	53
Abbildung 4.8: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) des Reaktormodells.....	55
Abbildung 4.9: Die Dichte ρ von Stickstoff temperaturabhängig	57

Abbildung 4.10: Die dynamische Viskosität η von Stickstoff temperaturabhängig	58
Abbildung 4.11: Die spezifische Wärmekapazität c_p von Stickstoff temperaturabhängig.....	59
Abbildung 4.12: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Stickstoff temperaturabhängig.....	59
Abbildung 4.13: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Edelstahl temperaturabhängig	61
Abbildung 4.14: Die Wärmekapazität c_p von Edelstahl temperaturabhängig	61
Abbildung 4.15: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Al_2O_3 temperaturabhängig.....	62
Abbildung 4.16: Die Wärmekapazität c_p von Korund temperaturabhängig.....	62
Abbildung 4.17: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Quarzglas temperaturabhängig.....	63
Abbildung 4.18: Die Wärmekapazität c_p von Quarzglas temperaturabhängig.....	63
Abbildung 4.19: Die Wärmeleitfähigkeit λ von SiSiC temperaturabhängig	64
Abbildung 4.20: Temperaturen an verschiedenen Stellen in einem Reaktormodul	65
Abbildung 4.21: Wärmeströme an verschiedenen Stellen in einem Reaktormodul	66
Abbildung 4.22: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) des Reaktionsmodells	70
Abbildung 5.1: Direkte Normalstrahlung (DNI) auf der PSA, Spanien, am 31.07.2009	76
Abbildung 5.2: Vergleich der Flußdichtemessung und der Flußdichtesimulation.....	77
Abbildung 5.3: Mit STRAL simulierte Flußdichteverteilung auf dem Hydrosol-Receiver	78
Abbildung 5.4: Vergleich der Temperaturmessung und der Temperatursimulation.....	79
Abbildung 5.5: Vergleich der Wasserstoff-Messung und der Wasserstoff-Simulation	80
Abbildung 6.1: Die Pole und die Nullstellen der offenen Strecke	82
Abbildung 6.2: Die statische Leistung und die daraus resultierende Temperatur.....	84
Abbildung 6.3: Die benötigte Leistung in Abhängigkeit zur Maximal-Temperatur	84
Abbildung 6.4: Die statische solare Direktstrahlung und die daraus resultierende Temperatur	85
Abbildung 6.5: Der Vergleich von der Maximaltemperatur im Sommer-/Winterbetrieb	85
Abbildung 6.6: Der Jahres-Heliostatfeldwirkungsgrad des SSPS-Feldes auf der PSA, Spanien.....	86
Abbildung 6.7: Blockdiagramm des Reglerkonzepts eines PI-Regler für die Heliostatleistung und die Gasvorheizung.....	88
Abbildung 6.8: Blockdiagramm eines PI-Reglers mit Anti-WindUp-Funktion, Toleranzbereich und Sättigung.....	88
Abbildung 6.9: Die Pole und die Nullstellen des geschlossenen Regelkreises	91

Abbildung 6.10: Die Sprungantwort mit der Wendetangente bei einer DNI von 400W/m^2	93
Abbildung 6.11: Blockdiagramm der vereinfachten Darstellung des geschlossenen Regelkreises	94
Abbildung 6.12: Optimale Solarstrahlungskonditionen an vier Tagen im Jahr	94
Abbildung 6.13: Die Simulationsergebnisse am 04.09.2009 bei optimalen Konditionen.....	95
Abbildung 6.14:Die Simulationsergebnisse am 16.12.2009 mit Strahlungsfluktuationen.....	96
Abbildung 6.15: Die Simulationsergebnisse am 08.09.2009 bei mäßigen Konditionen am Vormittag.....	97
Abbildung 6.16: Die Simulationsergebnisse am 03.07.2009 bei mäßigen Konditionen am Nachmittag	97
Abbildung A1.1: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H13	114
Abbildung A1.2: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H13	114
Abbildung A1.3: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H24	115
Abbildung A1.4: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H24	115
Abbildung A1.5: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H35	116
Abbildung A1.6: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H35	116
Abbildung A1.7: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H45	117
Abbildung A1.8: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H45	117
Abbildung A1.9: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H54	118
Abbildung A1.10: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H54	118
Abbildung A1.11: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H64	119
Abbildung A1.12: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H64	119
Abbildung A1.13: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H74	120
Abbildung A1.14: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H74	120
Abbildung A1.15: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H84	121
Abbildung A1.16: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H84	121
Abbildung A1.17: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H94	122
Abbildung A1.18: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H94	122
Abbildung A1.19: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H305	123
Abbildung A1.20: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H305	123

Abbildung A5.1: Die Simulationsergebnisse am 19.03.2009 bei optimalen Konditionen.....	133
Abbildung A5.2: Die Simulationsergebnisse am 01.07.2009 bei optimalen Konditionen.....	133
Abbildung A5.3: Die Simulationsergebnisse am 01.07.2009 bei optimalen Konditionen.....	134
Abbildung A5.4: Die Simulationsergebnisse am 11.12.2009 bei optimalen Konditionen.....	134
Abbildung A5.5: Die Simulationsergebnisse am 10.03.2009 bei mäßigen Konditionen.....	135
Abbildung A5.6: Die Simulationsergebnisse am 23.03.2009 bei mäßigen Konditionen.....	135
Abbildung A5.7: Die Simulationsergebnisse am 03.07.2009 bei mäßigen Konditionen.....	136
Abbildung A5.8: Die Simulationsergebnisse am 13.07.2009 bei mäßigen Konditionen.....	136
Abbildung A5.9: Die Simulationsergebnisse am 08.09.2009 bei mäßigen Konditionen.....	137
Abbildung A5.10: Die Simulationsergebnisse am 09.09.2009 bei mäßigen Konditionen.....	137
Abbildung A5.11: Die Simulationsergebnisse am 12.12.2009 bei mäßigen Konditionen.....	138
Abbildung A5.12: Die Simulationsergebnisse am 16.12.2009 bei mäßigen Konditionen.....	138

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H35	52
Tabelle 4.2: STRAL Schnittstellenfunktionen	54
Tabelle 4.3: LookUp-Tabelle für den Wert a	72
Tabelle 5.1: Flussdichtemessergebnisse Hydrosol-Pilotanlage am 31.07.2009	77
Tabelle A1.1: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H13	114
Tabelle A1.2: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H24	115
Tabelle A1.3: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H35	116
Tabelle A1.4: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H45	117
Tabelle A1.5: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H54	118
Tabelle A1.6: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H13	119
Tabelle A1.7: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H74	120
Tabelle A1.8: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H84	121
Tabelle A1.9: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H94	122
Tabelle A1.10: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H305	123

Nomenklatur

Lateinische Symbole

<u>Symbol</u>	<u>Beschreibung</u>	<u>Einheit</u>
A	Fläche	m^2
A	Zustandsmatrix	1
a	Thermische Diffusität	m^2/s
B	Steuermatrix	1
C	Konzentrationsverhältnis	1
C	Messmatrix	1
c	Geschwindigkeit	m/s
c_p	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	$\text{J/kg}\cdot\text{K}$
c_v	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Volumen	$\text{J/kg}\cdot\text{K}$
D	Differentiales Verhalten	1
D	Durchgangsmatrix	1
D	Diffusionskoeffizient	1
E	Energie	J
e	Regelabweichung	1
e	Eingangssignal	1
E_0	Extraterrestrische Bestrahlungsstärke	W/m^2
F	Anteilsfunktion	1
F	Funktion im Bild-/Frequenzbereich	1
F	Kraft	N
f	Funktion im Zeitbereich	1
G	Übertragungsfunktion	1
g	Erdbeschleunigung	m/s^2
h	Spezifische Enthalpie	J/kg
h	Plank'sches Wirkungsquantum	$\text{J}\cdot\text{s}$
I	Integrales Verhalten	1

K	Statisches Verhalten	1
k	Boltzmannkonstante	J/K
L	Länge	m
M	Spektral spezifische Ausstrahlung	W/m ² ·m
M	Molmasse	kg/mol
m	Masse	kg
\dot{m}	Massenstrom	kg/s
N	Nennerpolynom	1
n	Spezifische Stoffmenge	mol
\dot{n}	Spezifischer Stoffmengenstrom	mol/s
Nu	Nusseltzahl	1
P	Leistung	J/s
P	Proportionales Verhalten	1
Pr	Prandtlzahl	1
Q	Wärme	J
\dot{Q}	Wärmestrom	J/s
R	Abbruchfehler	1
R _m	Molare Gaskonstante	J/mol·K
Re	Realteil	1
Re	Reynoldszahl	1
s	Variable im Bild-/Frequenzbereich	1
T	Temperatur	K
T	Zeit	s
t	Zeit	s
U	Eingangsfunktion	1
u	Stellgröße	1
u	Eingangsvektor	1
u	Ausgangssignal	1
u	Geschwindigkeit	m/s

W	Arbeit	J
w	Führungsgröße	1
W_L	Wärmeleitwiderstand	K·m/W
\dot{x}	Zustandsvektor	1
Y	Ausgangsfunktion	1
y	Regelgröße	1
y	Ausgangsvektor	1
Z	Zählerpolynom	1
z	Höhe	m
z	Störgröße	1

Griechische Symbole

<u>Symbol</u>	<u>Beschreibung</u>	<u>Einheit</u>
α	Wärmeübergangskoeffizient	W/m ² ·K
$\alpha(\lambda)$	Absorptionsgrad	1
α_s	Azimuthwinkel der Sonne	°
α_D	Öffnungswinkel des Sonnenlichts (Divergenz)	°
γ_s	Elevationswinkel der Sonne	°
Δ	Differenz	1
δ	Variationsableitung	1
ε	Emissionsgrad	1
η	Dynamische Viskosität	kg/m·s
η	Wirkungsgrad	1
θ	Winkel	°
θ_z	Sonnenzenithwinkel	°
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/m·K
λ	Wellenlänge	m
ρ	Dichte	kg/m ³
$\rho(\lambda)$	Reflexionsgrad	1

σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	$\text{W/m}^2 \cdot \text{K}^4$
τ	Zeitkonstante	1
$\tau(\lambda)$	Transmissionsgrad	1
φ	Winkel	°

Abkürzungen

<u>Symbol</u>	<u>Beschreibung</u>
AM	Air mass
CCD	Charge Coupled Device
CESA	Central Electro Solar de Almería
CRS	Central receiver system
CSR	Zirkumsolarverhältnis
DHI	Diffusstrahlung der Sonne
DIN	Deutsches Institut für Normung
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.
DNI	Direktstrahlung der Sonne
GHI	Globalstrahlung der Sonne
HFLCAL	Heliostat Field Layout Calculation
HGÜ	Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragung
HTR	Hochtemperaturreaktor
HYDROSOL	Projekt-Akronym für ein vergangenes EU-Projekt
HYDROSOL 2	Projekt-Akronym für ein vergangenes EU-Projekt
HYDROSOL 3D	Projekt-Akronym für ein laufendes EU-Projekt
IP	Internetprotokoll
ISO	International Organization for Standardization
JTI	Joint Technology Initiatives
MO	Metalloxid
ProHeRMeS	Programmable Heliostat and Receiver Measurement System
PSA	Plataforma Solar de Almería

SEGS	Solar Energy Generating Systems
SKS	Simulations-Kontroll-Software
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
SSPS	Small Solar Power Systems
STRAL	Solar Tower Raytracing Laboratory
TCP	Transmission Control Protocol
TSA	Technology Program Solar Air
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
V2A	Versuchsschmelze 2 Austenit, nichtrostender Stahl
WIS	Weizmann Institute of Science

Summenformeln

<u>Symbol</u>	<u>Beschreibung</u>
Al_2O_3	Aluminiumoxid
CH_4	Methan
CO	Kohlenmonoxid
CO_2	Kohlendioxid
CrNi	Chrom-Nickel
CrNiSiNCe	Chrom-Nickel-Silizium-Stickstoff-Cer
H_2	Wasserstoff
H_2O	Wasser
H_2SO_4	Schwefelsäure
HI	Iodwasserstoff
I_2	Iod
N_2	Stickstoff
O_2	Sauerstoff
SiSiC	Siliziuminfiltriertes Siliziumcarbit
SiO_2	Siliziumdioxid
SO_2	Schwefeldioxid

Indizes

<u>Symbol</u>	<u>Beschreibung</u>
A	Aktivierungsenergie
a	Ausgang
a	abgestrahlt
B	Innere Zulaufwand
Ba	Äußere Wand Gehäuse
D	Vorhalte
Diff	Diffusion
e	Eingang
eff	effektiv
F	Fenster
ferr	Ferrit
Fl	Fluid
Flm	Fluid mitten in der Keramik
Fln	Fluid nach der Keramik
FlSoll	Sollwert des Fluids
Flv	Fluid vor der Reaktionskammer
Flvk	Fluid vor der Keramik
G	Innere Wand Gehäuse
G	Ausgleich
Ga	Äußere Zulaufwand
ges	Gesamt
h	hydraulisch
Helio	Heliostatfeld
HS	Heliostat
HW	Halbwertbreite
I	Impuls
I	Nachstell

Ist	Ist-Wert
iF	I-Wert Gasvorheizungsregler
iQ	I-Wert Leistungsregler
K	Keramik
KDiff	Differenz des Wertes der Keramik
KF	Konvektion Fenster
KG	Konvektion Gehäuse
KGa	Konvektion äußere Zulaufwand
KK	Konvektion Keramik
KonvB	Konvektion innere Zulaufwand
krit	kritisch
Prod	Produktion
pF	P-Wert Gasvorheizungsregler
pQ	P-Wert Leistungsregler
PT1	PT1-Verhalten
Reg	Regeneration
Spiegel	Spiegel
Soll	Sollwert
λ	Wellenlänge
m	molar
max	Maximal
min	Minimal
nachReg	Nach der Regeneration
oxidiert	oxidiert
R	Reibung
Reaktion	Reaktion
Rec	Receiver
reduziert	reduziert
S	Spektral

s	statisch
Sonne	Sonne
th	thermisch
U	Verzug
W	Wand
WS	Wasserspaltung
ZW	Zentrale Wellenlänge
0	Startwert
1	Körper 1
2	Körper 2

Kurzfassung

Ziel der Arbeit war, eine Testanlage zur thermochemischen Wasserstofferzeugung auf einem Solarturmsystem zu entwickeln und zu qualifizieren, sowie ein System- und Regelungsmodell und eine Betriebsstrategie dafür zu erstellen und zu validieren.

Als erster Teilschritt wurde der Reaktor, das Prozesskontrollsystem und die benötigte Peripherie für eine Wasserstoffproduktion mit dem zweistufigen thermochemischen Kreisprozess ausgelegt und entwickelt. Die komplette Anlage wurde auf einem Solarturm der Plataforma Solar de Almería in Spanien installiert und in Betrieb genommen. Der Reaktor wurde zuerst mit unbeschichteten Parallelkanalmonolithen thermisch qualifiziert. Anschließend wurden dann mit Metalloxid als Funktionskeramik beschichtete Parallelkanalmonolithe zur solaren Erzeugung von Wasserstoff eingesetzt. Verschiedene Ansätze einer Betriebsstrategie wurden erstellt und im Experiment erprobt.

Begleitend wurde ein Modell der gesamten Anlage entwickelt, um verschiedene Ansätze zu Betriebsstrategien und Betriebszustände mit hohem Belastungspotential für die Anlage (am Rande des Betriebsbereiches) simulieren zu können. Das Modell besteht aus drei Untermodellen, dem Heliostatfeldmodell, dem Temperaturmodell und dem Reaktionsmodell, die miteinander gekoppelt sind. Das Heliostatfeldmodell simuliert die Flussdichte und daraus resultierend die Solarleistung in der Receiver-Ebene. Das Temperaturmodell berechnet mit der simulierten Leistung die aktuellen Temperaturen an einer Reihe von Schlüsselpositionen im Reaktor, im Besonderen die Temperatur der beschichteten Absorberstrukturen. Das Modell beinhaltet im Wesentlichen alle notwendigen thermodynamischen Gleichungen zur Beschreibung aller relevanten Energieströme. Das Reaktionsmodell nutzt die Temperaturen als zentralen Parameter, um die Wasserstofferzeugungsrate im Reaktionsraum, der Absorberstruktur, zu berechnen.

Mit dem Gesamt-Modell kann eine Bewertung des zweistufigen thermochemischen Kreisprozesses in Kombination mit einer Solarturm-Anlage durchgeführt werden. Das Modell wurde zum Abschluss der Arbeit genutzt, um Parameterstudien zur Entwicklung von Betriebsstrategien der Anlage und von Prozess-Regel-Strategien durchzuführen. Dazu wurde eine Regelung in das Gesamt-Modell integriert. Die zentrale Regelgröße der Prozess-Regelung waren die Betriebstemperaturen der beiden Module. Die Regelung funktioniert an Tagen mit einem Verlauf an solarer Direktstrahlung, der hauptsächlich durch den Sonnenstand und kaum durch Wolken beeinflusst wird, sehr gut. Des Weiteren wurden einige Tage mit Störungen durch Wolken simuliert und damit die Grenzen des Prozesses und des Systems ermittelt.

Mit diesen Erfahrungen konnte eine Betriebsstrategie ausgewählt und optimiert werden, die neben generellen Aspekten wie Grundparameter des Anlagenbetriebs, besonders die An- und Abfahrprozesse und den regulären Betrieb und die Reaktion auf Störungen adressiert. Mit dieser Betriebs-/Regelungsstrategie kann eine solch komplexe Anlage in einem kommerziellen Maßstab zukünftig weitestgehend automatisiert betrieben werden. Die erzielten Erkenntnisse können außerdem für andere solarchemische Prozesse adaptiert werden.

1 Einleitung

1.1 Erneuerbare Energien, solare Brennstoffe und Herausforderung

Aufgrund der zunehmenden Knappheit an Rohstoffen, insbesondere an Primärenergieträgern, und aufgrund der nach wie vor steigenden klimarelevanten Emissionen wird es in Zukunft immer wichtiger werden, die Nutzung erneuerbarer Energien auszubauen und speicherbare Energieträger herstellen zu können. Der Großteil der heutigen Energieversorgung wird noch mit fossilen Brennstoffen wie Kohle, Öl und Gas realisiert. Daher müssen große Anstrengungen unternommen werden, um diese kritische Abhängigkeit zu reduzieren und auch langfristig eine nachhaltige Energieversorgung mit CO₂-freien Energieformen, die keine schwer zu ersetzenden Wertstoffe aus früheren Erdzeitaltern nutzen, sicherzustellen. Erneuerbare Energien wie Windkraft, Wasserkraft oder Solarenergie gewinnen hierbei zunehmend an Bedeutung. Gleichzeitig tragen diese dazu bei, potentielle geopolitische Abhängigkeiten und Anfälligkeiten zu vermindern. Als Resultat der Analyse von unterschiedlichen Szenarien in der TRANS-CSP-Studie nach Trieb et al könnte im Jahr 2050 der Anteil erneuerbarer Energien bei 80 % liegen, der dann größtenteils mittels Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragung (HGÜ) von den Produktionsstätten zu den Bedarfszentren transportiert wird^[1].

Die Energie der Sonne steht nahezu unbegrenzt zur Verfügung und sollte daher genutzt werden. Wichtig dabei ist allerdings eine möglichst ununterbrochene Versorgung mit erneuerbarer Energie. Um Zeiten ohne Sonnenschein zu überbrücken wird an vielen verschiedenen Speicherkonzepten geforscht. Einer der vielversprechendsten Energiespeicher ist Wasserstoff. Weiterhin ist Wasserstoff ein vielseitig einsetzbarer Energieträger und Wertstoff. Wenn es gelingt, Wasserstoff CO₂-frei mit einem ausreichend hohen Wirkungsgrad zu produzieren, könnte dies signifikant zur Lösung der Energieprobleme der Zukunft beitragen.

Aktuell wird etwa die Hälfte des industriell genutzten Wasserstoffs im Haber-Bosch-Verfahren zur Herstellung von Ammoniak verwendet, ein Ausgangsstoff für die Erzeugung von Stickstoffdünger. Ein weiteres Viertel des Wasserstoffs wird in Raffinerien zur Verarbeitung von Erdöl genutzt, insbesondere zur Entschwefelung (Hydrofining) und zum Hydrocracking. Wasserstoff und Kohlenmonoxid (Synthesegas) bilden außerdem die Ausgangsstoffe für die Herstellung flüssiger Kraftstoffe aus Gas, Biomasse oder Kohle nach dem Fischer-Tropsch-Verfahren sowie für die Erzeugung von Methanol. Des Weiteren findet Wasserstoff in der Lebensmittelindustrie, der Metallurgie und noch in untergeordnetem Maß in der Energietechnik und in der Verkehrstechnik Anwendung. Infolge der Entwicklungen im Bereich der Brennstoffzelle wird damit gerechnet, dass dieser Treibstoff in der Verkehrs- und in der Energietechnik an Bedeutung gewinnt^[2].

Brennstoffzellen sind seit Jahren bei verschiedenen Herstellern der Autoindustrie in der Erprobung und im Testbetrieb. Auch die portable Brennstoffzelle zur dezentralen Energieversorgung für elektronische Verbraucher bietet aufgrund ihrer hohen Flexibilität, geringer Selbstentladung und der langen Lebensdauer ein hohes Potential^[3]. Zukünftig wird die Produktion von Wasserstoff mittels Elektrolyse und Windenergie stark zunehmen, da dieser Energieträger zur besseren Regelbarkeit und Netzeinspeisemöglichkeiten von Anlagen zur Erzeugung von Regenerativ-Strom wie z.B. Windparks beiträgt, und kein zusätzlicher Bedarf an Regelenergie aus konventionellen Kraftwerken besteht und der Wasserstoff ins Energieversorgungsnetz eingespeist werden kann^[4].

Einige Forschergruppen arbeiten auf dem Gebiet der Elektrolyse und nutzen dafür erneuerbare Energien, um Wasserstoff als Brennstoff oder als Reaktionspartner zur Herstellung von Kohlenwasserstoffen zu erzeugen^[5]. Eine spezielle Möglichkeit zur emissionsfreien Erzeugung von Wasserstoff aus Wasser durch Solarenergie ist die Anwendung eines thermochemischen Kreisprozesses^[6]. In einem thermochemischen Kreisprozess wird Wasser thermisch in mehreren Schritten gespalten. Die benötigte Prozesswärme kann durch konzentrierte Solarstrahlung zur Verfügung gestellt werden. Einer dieser Kreisprozesse, dem ein großes Potential zugeschrieben wird, ist ein zweistufiger Prozess, bei dem ein auf einer keramischen Trägerstruktur fixiertes Eisenmischoxid als Redox-System zur Wasserspaltung eingesetzt wird. Dieser Kreisprozess läuft in zwei Schritten ab, die abwechselnd durchgeführt werden. Im ersten Schritt, der Reduktion oder auch Regeneration genannt, wird ein Metalloxid (MO) bei einer Temperatur von etwa 1473 K reduziert, wobei ein Teil seines gebundenen Sauerstoffes freigesetzt wird. Im zweiten Schritt, dem eigentlichen Wasserspaltschritt, reagiert das reduzierte Metalloxid bei einer Temperatur von 1073 K mit Wasserdampf. Der Sauerstoff wird dabei im Metalloxid gebunden, das Metalloxid wird oxidiert und Wasserstoff freigesetzt^[7].

Eine Variante dieses thermochemischen Kreisprozesses ermöglicht es, aus Wasser und Kohlendioxid (CO₂) jeweils durch Sauerstoffabspaltung aus den Ausgangsstoffen Synthesegas herzustellen. In exothermen katalytischen Reaktionen können dann gasförmige und flüssige Kohlenwasserstoff-Brennstoffe wie Methanol und Methan erzeugt werden^{[8] [9]}.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Ziel der Arbeit ist es, eine Testanlage für die Wasserstoffproduktion auf einem Solarturmsystem zu entwickeln und zu qualifizieren, sowie ein System- und Regelungsmodell und eine Betriebsstrategie dafür zu erstellen und zu validieren.

Diese Arbeit wurde im Kontext des von der europäischen Union geförderten Projektes Hydrosol II erstellt. Unter Mitwirkung des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) wurde ein Pilotreaktor für den SSPS-CRS-Turm (Small Solar Power Systems – Central Receiver System) der Plataforma Solar de Almería entwickelt, in Betrieb genommen und über mehrere Jahre im Testbetrieb validiert^[10]. Damit konnte gezeigt werden, dass dieser zweistufige thermochemische Kreisprozess zur Wasserstoffherzeugung

solar betrieben und - nach erfolgreichen Versuchen im Labor- und Prototyp-Maßstab im Sonnenofen des DLR in Köln - auch im Pilot-Maßstab auf einem Solarturmsystem realisierbar ist.

Die ersten Teilschritte der Arbeit sind die Entwicklung des Reaktors und der dazu benötigten Peripherie zur Gasversorgung und Gasanalyse sowie des Prozess-Kontrollsystems, der Aufbau und die Inbetriebnahme der kompletten Anlage auf dem SSPS-CRS-Solarturm der Plataforma Solar de Almería (PSA) in Spanien und die Durchführung sowie die Auswertung der thermischen Experimente, als auch die Durchführung von Experimenten zur Wasserstofferzeugung mit verschiedenen Metalloxid-Beschichtungen, die im Projekt entwickelt wurden.

Solarchemische Anlagen wie die HYDROSOL-Anlage können nicht wie solarthermische Kraftwerke mittels des Massenstroms des Wärmeträgermediums geregelt werden. Es muss vielmehr für diesen zweistufigen thermochemischen Kreisprozess auf die Regelung der solaren Flussdichte und die Vorheizung der Eduktgase zurückgegriffen werden. Erschwerend kommen in diesem speziellen Fall, die für den Prozess nötigen unterschiedlichen Temperaturniveaus der beiden Halbzyklen hinzu, die zeitlich alternierend eingestellt werden müssen. Weitere Herausforderungen sind die An- und Abfahrprozesse der Anlage sowie Störungen durch Wolkendurchgänge und die Schwankungen in der normalen Direktstrahlung (DNI) der Sonne im Tages- und Jahresverlauf. Für alle diese Betriebsphasen gilt es, mithilfe der oben erwähnten Modelle, Betriebs- und Regelstrategien zu entwickeln, um einen möglichst effektiven und praktikablen Betrieb zu gewährleisten.

Dazu werden Simulationsstudien durchgeführt, um die Anlage unter vorgegebenen Bedingungen zu qualifizieren und den Prozess zu optimieren. Die Nutzung von System-Modellen ist dazu sehr hilfreich, da aufwändige und umfangreiche experimentelle Parameterstudien mit der Testanlage limitiert werden und so ein eventuelles Überschreiten der Belastungsgrenzen am „Rande“ des Betriebsbereichs vermieden wird. Daher soll als nächster Teilschritt der Arbeit ein Modell entwickelt werden, das die komplette Pilotanlage inklusive des Solarturm-Systems abbildet. Dieses wird dann mit Daten der durchgeführten Tests validiert.

Anhand der praktischen Erfahrungen und Ergebnisse und des validierten theoretischen Modells sollen danach verschiedene Parameterstudien durchgeführt und Steuerungs-/Regelungsstrategien getestet werden, um eine Gesamt-Betriebsstrategie für diese Anlage zu entwickeln. Diese wird in laufenden und zukünftigen Projekten an der realen Anlage getestet werden oder darüber hinaus für spätere kommerzielle Anlagen als Ausgangspunkt für die Prozessführung genutzt werden. Die Ergebnisse können außerdem auf andere Solarprozesse, die im folgenden Grundlagenkapitel vorgestellt werden, übertragen und angewendet werden.

2 Grundlagen

Dieses Kapitel beschreibt verschiedene naturwissenschaftliche und ingenieurstechnische Grundlagen, die zum Verständnis der Arbeit hilfreich sind. Der Stand der Technik und der Forschung der durch die vorliegende Arbeit berührten Themengebiete wird dargelegt.

2.1 Solare und solarthermische Grundlagen

Bereits Archimedes bündelte in der Antike Sonnenlicht mit parabelförmigen Spiegeln^[11]. Im 18. Jahrhundert gab es dann die ersten solar betriebenen Dampfmaschinen^[12]. 1912 wurde das erste Parabolrinnen-Kraftwerk in Ägypten in Betrieb genommen. In den 60er und 70er Jahren des 20. Jahrhunderts, als klar wurde, dass die fossilen Brennstoffe knapp werden, wurde verstärkt mit der Forschungsarbeit zur Nutzung der Sonnenenergie begonnen. Seit 1980 produzieren die SEGS-Kraftwerke (Solar Energy Generating Systems) in Kalifornien solar mit Parabolrinnen Strom^[13]. Anfang des 21. Jahrhunderts wurden dann die ersten kommerziellen Kraftwerke zur solarthermischen Stromerzeugung in Europa realisiert^[14]. Um mit Sonnenenergie Temperaturniveaus im Bereich von ca. 1073 K bis 1473 K, die für den hier betrachteten thermochemischen Kreisprozess benötigt werden, zu erreichen, müssen diese, momentan zur Stromerzeugung genutzten, konzentrierenden Solar-Systeme herangezogen werden. Es gibt verschiedene Technologien, um eine Einkopplung der Sonnenenergie zu realisieren. Es werden hauptsächlich zwei Arten von Systemen unterschieden. Die erste Gruppe sind die linienfokussierenden Systeme mit Parabolrinnen-Kollektoren (Kapitel 2.1.5) und Fresnel-Kollektoren (Kapitel 2.1.6). Die zweite Gruppe sind die punktfokussierenden Systeme. Zu denen zählen unter anderem Dish-Konzentratoren (Kapitel 2.1.7) und Solarturm-Systeme (Kapitel 2.1.8). Neben diesen Systemen werden die Grundlagen zur Solarstrahlung (Kapitel 2.1.1) und zur Sonnenstandsberechnung (Kapitel 2.1.2), sowie die Richtungsverteilung der Strahlung (Kapitel 2.1.3) und die maximale Absorbertemperatur (Kapitel 2.1.4) in den folgenden Unterkapiteln näher erläutert, da diese auch bei dem zu entwickelnden Reaktor und dem Modell benötigt werden.

2.1.1 Solarstrahlung

Die extraterrestrische Bestrahlungsstärke beträgt im Mittel $E_0 = 1367 \pm 2 \text{ W/m}^2$, sie wird auch als Solar-konstante bezeichnet. Die Bestrahlungsstärke schwankt über das Jahr betrachtet um diesen Wert, da der Abstand zwischen Sonne und Erde über das Jahr nicht konstant ist. Auf der Erdoberfläche liegen die gemessenen Werte deutlich darunter, da sie durch verschiedene Einflüsse der Atmosphäre reduziert werden. Dies sind die Reflexion an der Atmosphäre und die Absorption innerhalb der Atmosphäre durch ihre verschiedenen Bestandteile. Die Absorption ist aber selektiv und betrifft nur einige Bereiche des Sonnenspektrums. Des Weiteren wird die Bestrahlungsstärke durch verschiedene Arten von Streuung reduziert. Hier wird hauptsächlich zwischen Rayleigh- und Mie-Streuung unterschieden. Rayleigh-Streuung ist die

Streuung des Lichts an den molekularen Bestandteilen der Luft und Mie-Streuung die Streuung an Verunreinigungen, z.B. Staubpartikeln in der Luft, ein Teil des Lichts wird daher reflektiert und reduziert damit die Bestrahlungsstärke.

$$AM = \frac{1}{\sin(\gamma_s)}$$

Gleichung 2.1

Die relative Luftmasse AM (Air Mass) ist definiert über den optischen Weg, den die Solarstrahlung durch die Atmosphäre zur Erde benötigt, zum benötigten Weg, wenn die Sonne im Zenith steht ($AM = 1$). Gleichung 2.1 beschreibt den Zusammenhang zwischen der relativen Luftmasse und dem Sonnenwinkel γ_s . Für die extraterrestrische Strahlung beträgt der Wert der relativen Luftmasse null.

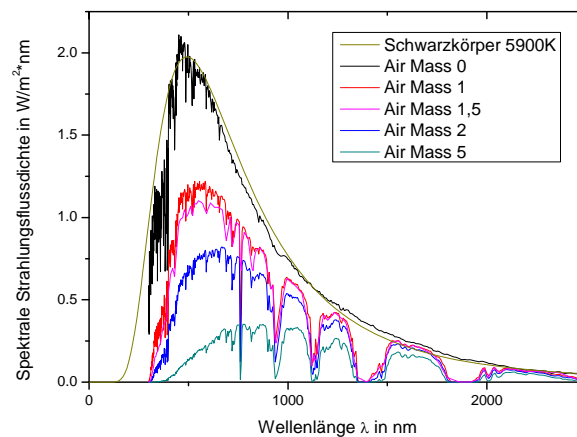


Abbildung 2.1: Solarspektren der DNI verschiedener Luftmassen (AM) wellenlängenabhängig

In Abbildung 2.1 sind Solarspektren der Direktstrahlung verschiedener relativer Luftmassen wellenlängenabhängig aufgetragen^[15]. Des Weiteren ist die spektrale Strahlung eines Schwarzkörpers mit der Temperatur von 5900 K aufgeführt, die Erläuterung dazu folgt in Kapitel 2.2.4.

Die globale Bestrahlung (GHI) setzt sich aus der Diffusstrahlung (DHI) und der Direktstrahlung (DNI) zusammen (vgl. Gleichung 2.2). Allerdings bezieht sich der Wert der Direktstrahlung auf eine Fläche, die senkrecht zur Strahlung steht. Daher reduziert sich die Direktstrahlung um den Kosinus des Zenithwinkels θ_z der Sonne.

$$GHI = DHI + DNI \cdot \cos(\theta_z)$$

Gleichung 2.2

Sowohl Global- als auch Diffusstrahlung sind für konzentrierende Solaranlagen nicht wichtig, da nur die Direktstrahlung konzentriert wird.

2.1.2 Sonnenstandsberechnung

Für Nachführsysteme oder für die Simulation von konzentrierenden Solarsystemen ist die genaue Kenntnis des Sonnenstandes notwendig. Dieser ist durch zwei Winkel, der Sonnenhöhe (Elevation) γ_s und dem Sonnenazimuth α_s festgelegt. Der Elevationswinkel spannt sich zwischen dem Horizont und dem Sonnenmittelpunkt auf. Der Azimuthwinkel ist definiert durch den Winkel zwischen dem geographischen Nordpol und dem Sonnenmittelpunkt. Diese Winkel sind vom Standort des Betrachters, vom Datum und von der Uhrzeit abhängig. Es existieren verschiedene Algorithmen, um den Sonnenstand zu jeder beliebigen Zeit und an jedem beliebigen Ort auf der Erde zu berechnen. Deren Genauigkeit wurde in mehreren Veröffentlichungen verglichen^{[16] [17]}. In der Simulation wurde der Algorithmus von Michalski et al. verwendet, der für die Simulation über eine ausreichende Genauigkeit verfügt und zwischen den Jahren 1950 bis 2050 gültig ist^[18]. In Abbildung 2.2 sind die Tagesverläufe des Sonnenstandes für vier verschiedene Tage des Jahres 2009 am Standort Köln zu sehen. Gut zu erkennen sind der Unterschied in Sonnenhöchststand und Sonnenscheindauer zu den verschiedenen Jahreszeiten.

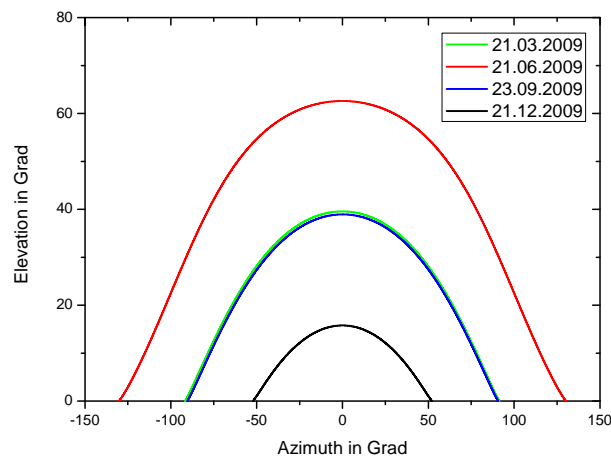


Abbildung 2.2: Sonnenstand berechnet an vier Tagen des Jahres für den Standort Köln

2.1.3 Richtungsverteilung der Solarstrahlung

Weiterhin wichtig für konzentrierende Solarsysteme ist die Richtungsverteilung der Strahlung, auch Sunshape genannt. Die relative Intensität der Strahlung bezieht sich auf die Strahlung im Zentrum der Sonne und der angegebene Winkel wird vom Zentrum der Sonnenscheibe gemessen, sie wird auch Zirkumsolarverhältnis (CSR) genannt. Eine ideale Sunshape (Pillbox) wechselt an einem Winkel von 4,65 mrad vom Wert eins zum Wert null^[19]. Im linken Graph der Abbildung 2.3 sind die extraterrestrische, von Kuiper et al 1953 durch Messungen ermittelt, und die „DLR Mean“- Sunshape dargestellt, die eine Mittelung aus den CSR 0 % bis CSR 40 % ist^[20]. In dem rechten Graphen der Abbildung 2.3 sind aus Messungen errechnete Verteilungen logarithmisch aufgetragen. Hier ist ersichtlich dass die DLR Mean und die CSR 5 % sehr nahe beieinander liegen. In dieser Arbeit wird die CSR 5 % für die Simulationen verwendet.

Problematisch ist die Messung der Direktstrahlung, die mit Pyrheliometern erfolgt, die einen Akzeptanzwinkel von 5° haben und daher einen Teil der Sunshape mit messen. Dadurch wird das Messsignal erhöht und evtl. Wirkungsgradberechnungen von solar konzentrierenden Anlagen könnten dadurch zu hoch ausfallen und es muss daher auch bei Simulationen berücksichtigt werden^[20].

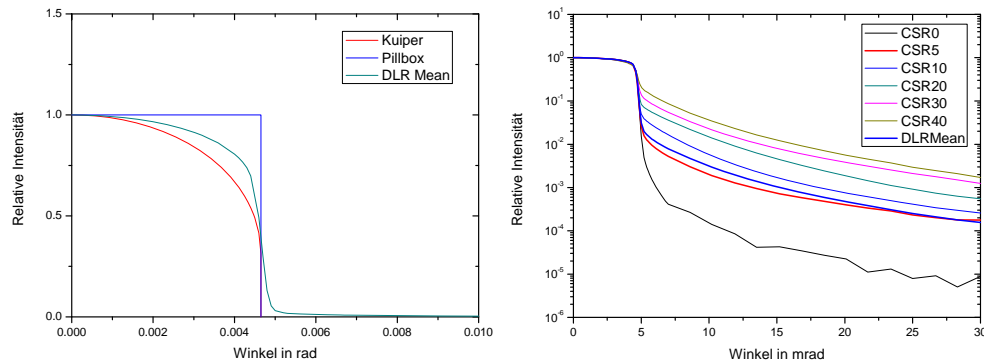


Abbildung 2.3: Sunshapes der Sonne mit verschiedenen Zirkumsolarverhältnissen^[20]

2.1.4 Maximale Absorbtemperatur

Wichtig für konzentrierende Solartechnologien ist das Konzentrationsverhältnis, da es direkt mit der maximal zu erreichenden Absorbtemperatur zusammenhängt (siehe Abbildung 2.4). Die maximale Absorbtemperatur berechnet sich aus:

$$T_{\text{Absorber}} = T_{\text{Sonne}} \cdot (C / C_{\text{max}})^{1/4} \quad \text{mit} \quad C_{\text{max}} = \frac{4}{\alpha_D^2} \quad \text{Gleichung 2.3}$$

In Gleichung 2.3 ist $T_{\text{Sonne}}=5777 \text{ K}$ die Temperatur der Sonne, $C_{\text{max}}=46211$ das maximal mögliche Konzentrationsverhältnis und $\alpha_D=0,0093 \text{ rad}$ die Divergenz (Öffnungswinkel) des Sonnenlichts^[21]. Das theoretisch maximale Konzentrationsverhältnis beträgt 46211, technisch realisierbar sind maximale Konzentrationsverhältnisse bis ungefähr 20000^[22].

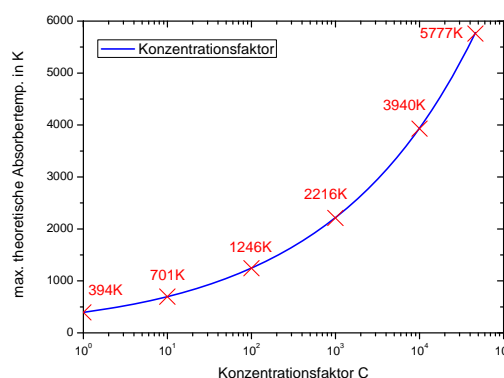


Abbildung 2.4: Maximal theoretisch mögliche Absorbtemperatur abhängig vom Konzentrationsverhältnis^[23]

Linienfokussierende Systeme besitzen Konzentrationsfaktoren zwischen 10 und 100, punktfokussierende dagegen einen Faktor zwischen 100 und 20000. Der punktförmig konzentrierende Sonnenofen des DLR in Köln mit sehr guten optischen Eigenschaften erreicht für Forschungszwecke eine maximale Konzentration von 4800 bei dem 90 % der Leistung in einer kreisrunden Fläche mit einem Durchmesser von dreizehn Zentimeter liegen^[22]. Der Sonnenofen in Odeillo, Frankreich, erreicht eine Konzentration von 10000 so konnten Temperaturen von 3800 K gemessen werden^[24]. Derart hohe Konzentrationsfaktoren werden nur durch eine zweiachsige Nachführung und präzise Optiken erreicht. Für den zweistufigen thermochemischen Kreisprozess werden Temperaturen bis zu 1500 K benötigt, d.h. das solarkonzentrierende System muss mindestens einen Konzentrationsfaktor von 200 besitzen (vgl. Abbildung 2.4) und daher eine zweiachsige Nachführung besitzen.

2.1.5 Parabolrinnen-Kollektoren

Die Spiegel eines Parabolrinnen-Kollektors gleichen im Querschnitt einer Parabel. In der Brennpunktlinie des Kollektors verläuft ein Absorberrohr, durch das ein Wärmeträgerfluid fließt (siehe Abbildung 2.5). Der Kollektor wird einachsig der Sonne nachgeführt, damit die einfallende Solarstrahlung kontinuierlich über den Tagesverlauf parallel zur gedachten Linie zwischen Brennpunkt und Scheitelpunkt eintrifft. Die Solarstrahlung wird von den Spiegeln reflektiert und auf dem Absorberrohr konzentriert. Das Absorberrohr besteht außen aus einem Glashüllrohr und innen wird das Wärmeträgerfluid in einem Edelstahlrohr, das mit diversen Beschichtungen versehen ist, gefördert. Zur Isolation befindet sich zwischen Innen- und Außenrohr ein Vakuum. Das Wärmeträgerfluid zirkuliert im Kraftwerk und wird im Kollektor auf Temperaturen zwischen 573 K und 673 K erhitzt^[25].



Abbildung 2.5: Parabolrinnen-Kollektor, Plataforma Solar de Almería, Spanien^[26]

Werden Salze als Wärmeträgerfluid verwendet können die Solarfeldausgangstemperaturen noch auf Temperaturen von 723 K bis 773 K erhöht werden^[27]. Die Entwicklungen auf diesem Gebiet schreiten aktuell stark voran, u.a. wird auch an der solaren Direktverdampfung von Wasser geforscht^{[28] [29]}. Die im Wärmeträgerfluid gespeicherte Energie wird durch Wärmeübertrager einem Dampfturbinenprozess zuge-

führt. Aufgrund der geringen Konzentrationsfaktoren, resultierend aus der einachsigen Nachführung, sind die erreichbaren Temperaturen zu gering, um sie für thermochemische Kreisprozesse, die diese höheren Temperaturniveaus benötigen, zu nutzen.

2.1.6 Lineare Fresnel-Kollektoren

Fresnel-Kollektoren arbeiten nach einem ähnlichen Prinzip wie die Parabolrinnen, hier werden lange flache und leicht gewölbte Spiegel einzeln der Sonne nachgeführt und sie konzentrieren das Licht auf einen darüberliegenden Sekundärkonzentrator und dann auf einem Rohrreceiver oder direkt auf dem ortsfesten Rohrreceiver (siehe Abbildung 2.6). Vorteilhaft bei diesem System sind der ortsfeste Sekundärkonzentrator und der ortsfeste Receiver. Ein Nachteil der Linearen Fresnel-Kollektoren ist, dass bei der Vermeidung von Abblockung und Abschattung der einzelnen Spiegelflächen die Kollektorfläche sehr groß wird^[30]. Außerdem ist auch hier aufgrund der einachsigen Nachführung die Konzentration gering und es werden Temperaturen bis maximal 823 K erreicht^[31]. Für einen thermochemischen Kreisprozess könnten sie, wie die Parabolrinne, maximal zur Erzeugung von Satttdampf genutzt werden, der danach im Spaltschritt der Reaktion benötigt wird.



Abbildung 2.6: Fresnel-Kollektor, Plataforma Solar de Almería, Spanien^[26]

2.1.7 Parabol-Konzentratoren

Eine weitere Form von Sonnenlichtkonzentratoren sind Parabol-Konzentratoren (siehe Abbildung 2.7). Sie werden zweiachsig der Sonne nachgeführt und erreichen daher im Fokus des parabelförmigen Spiegels Konzentrationsfaktoren von bis zu 20000^[22], d.h. die für thermochemische Kreisprozesse benötigten Temperaturen können problemlos erreicht werden. Parabol-Konzentratoren werden meist für eine dezentrale Energieversorgung im kleinen Maßstab oder als Verschaltung von mehreren Einheiten von 5 kW bis in den MW-Bereich genutzt, da die Durchmesser meist unter 10 m liegen^[32]. Sie sind allerdings aufgrund der beweglichen Teile und der zwei benötigten Temperaturniveaus bei dem zweistufigen thermochemischen Kreisprozess bedingt für diese Art von Wasserstoffproduktion geeignet. Es müsste ein Abschwächer verwendet werden, um die Temperaturen über den Tag konstant zu halten und um zwischen den

beiden Temperaturniveaus zu wechseln, das würde durch die Nichtnutzung von Energie und der nötigen Überdimensionierung den Gesamtwirkungsgrad beträchtlich reduzieren. Eine bessere Möglichkeit wäre die Entwicklung eines entsprechenden Speicher-/Pufferkonzepts.



Abbildung 2.7: Dish-Sterling-Konzentrator, Plataforma Solar de Almería, Spanien^[26]

2.1.8 Solarturm-Systeme

Ein Solarturm-System besteht hauptsächlich aus einem Turm und einem Heliostatfeld. Auf dem Turm befindet sich ein Strahlungsempfänger zur Energieumwandlung. Das Heliostatfeld besteht aus Einzelspiegeln, den Heliostaten, die zweiachsig der Sonne nachgeführt werden und das Sonnenlicht zu dem Strahlungsempfänger auf dem Turm reflektieren. Heliostaten können als Planspiegel oder paraboloid geformte Spiegel ausgeführt sein, dies ist abhängig von der gewünschten Konzentration auf der Receiveroberfläche und den zur Verfügung stehenden Investitionskosten. Der Name Heliostat setzt sich aus den beiden Worten „Helio“ für Sonne und „stat“ für ein fixes Abbild auf einem Zielpunkt zusammen. Ein Heliostatfeld wird meist auf der Nordhalbkugel als Nordfeld ausgeführt, das heißt der Turm befindet sich im Süden der Anlage, auf der Südhalbkugel wäre es entsprechend ein Südfeld. Eine weitere Möglichkeit ist die kreisrunde Anordnung des Feldes um den Turm. Nord- bzw. Südfelder besitzen ca. auf dem 35. Breitengrad das Maximum des Jahreswirkungsgrads, Kreisfelder dagegen ca. auf dem 15. Breitengrad, d.h. die Feldanordnung sollte anhand des Installationsortes gewählt werden^[33]. Die Solarstrahlung wird durch die Anzahl und durch die Geometrie der Spiegel auf dem Strahlungsempfänger konzentriert. Der Receiver ist zwischen 100 und 1000 m vom Heliostat entfernt^[34]. Die Strahlungsflussdichte entspricht einem Vielfachen der normalen Sonneneinstrahlung und erzeugt eine Temperaturerhöhung auf dem Empfänger. Auf der Abbildung 2.8 ist der CESA 1 Turm (Central Electro Solar de Almería) mit seinem Heliostatfeld auf der Plataforma Solar de Almería (PSA) in Spanien zu sehen.

Für die Wasserstoffproduktion mit einem thermochemischen Kreisprozess sind Solarturmsysteme hervorragend geeignet, da mit einem Konzentrationsfaktor von 1000 schon theoretisch Temperaturen über 2000 K erreicht werden können und für den zweistufigen thermochemischen Kreisprozess nur maximal 1500 K benötigt werden (vgl. Abbildung 2.4). Mit dem Zuschalten (Fokussieren) und Wegschalten (De-

fokussieren) von Heliostaten auf einen Zielpunkt können die beiden Temperaturniveaus der Receiver-Module über den Tag konstant gehalten und bei Bedarf gewechselt werden, sowie die Schwankungen in der solaren Einstrahlung ausgeglichen werden. Dies hat allerdings eine Überdimensionierung des Heliostatfeldes zusätzlich zu der Überdimensionierung infolge der Einstrahlungsschwankungen im Jahresverlauf zur Folge, wie es bei einem Solarturmkonzept mit einem offenen volumetrischen Receiver nötig wäre. Die Kosten des Heliostatfeldes betragen ca. 40 % bis 50 % der Gesamtkosten eines Solarturmsystems^[34]. Daher ist für zukünftige kommerzielle Anlagen eine Optimierung der Felddauslegung essenziell.



Abbildung 2.8: Solarturm System CESA I, Plataforma Solar de Almería, Spanien^[26]

2.2 Thermodynamische Grundlagen

Die Wärmeströme des Reaktors setzen sich in der Wärmebilanz basierend auf dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik (Kapitel 2.2.1) aus den Termen für Wärmeleitung (Kapitel 2.2.2), Wärmestrahlung (Kapitel 2.2.3) und Konvektion (Kapitel 2.2.5) zusammen. Des Weiteren ist für die Rückstrahlung eines Körpers die spektrale spezifische Ausstrahlung (Kapitel 2.2.4) wichtig. Daher werden an dieser Stelle kurz die thermodynamischen Grundlagen erläutert.

2.2.1 1. Hauptsatz der Thermodynamik

Die Grundlage aller auftretenden Wärmeströme bildet der 1. Hauptsatz der Thermodynamik, der Energieerhaltungssatz:

$$Q_{12} + W_{12} = E_2 - E_1 \quad \text{Gleichung 2.4}$$

Q stellt in der Energiebilanz die über die Systemgrenze transportierte Wärme dar. W beschreibt die transportierte Arbeit. Laut Definition haben die Prozessgrößen ein positives Vorzeichen, wenn Energieübertragung zum System stattfindet und ein negatives Vorzeichen, wenn Energieübertragung von dem System

stattfindet^[35]. $E_2 - E_1$ steht für die eingetretene Energieänderung. Für ein Zeitintervall $d\tau$ zu einem beliebigen Zeitpunkt lautet die Energiebilanz für ein geschlossenes System:

$$dQ + dW = dE \quad \text{Gleichung 2.5}$$

Werden noch die Energien der Fluidmengen am Eintritt und am Austritt des Systems berücksichtigt, erhält man die Leistungsbilanz für ein offenes System in allgemein gültiger Form:

$$\dot{Q}(\tau) + P(\tau) + \sum_{\text{Ein}} \dot{m}_e \cdot \left(h_e + \frac{c_e^2}{2} + g \cdot z_e \right) - \sum_{\text{Aus}} \dot{m}_a \cdot \left(h_a + \frac{c_a^2}{2} + g \cdot z_a \right) = \frac{dE}{d\tau} \quad \text{Gleichung 2.6}$$

Der ein- und austretende Massenstrom im vorliegenden Prozess wird als konstant angenommen, es tritt keine elektrische Leistung (P) auf, sowie die kinetische ($\dot{m} \cdot c^2 / 2$) und die potentielle Energie ($\dot{m} \cdot g \cdot z$) können vernachlässigt werden, daher vereinfacht sich die Gleichung zu:

$$\dot{Q}(\tau) + \dot{m} \cdot [h_a - h_e] = \frac{dE}{d\tau} \quad \text{Gleichung 2.7}$$

Die Differenz der spezifischen Enthalpien kann, mit der Annahme, dass der Druck im gesamten System konstant ist, mit Hilfe der spezifischen Wärmekapazität des jeweiligen Stoffes bei der entsprechenden Temperatur berechnet werden:

$$h_a - h_e = c_{p,a} \cdot T_a - c_{p,e} \cdot T_e \quad \text{Gleichung 2.8}$$

Die Darstellung der zeitlichen Änderung der inneren Energie ($dE / d\tau$) erfolgt mit der spezifischen Wärmekapazität bei konstantem Volumen:

$$\frac{dE}{d\tau} = m \cdot c_v \cdot \frac{dT}{dt} = m \cdot c_v \cdot \dot{T} \quad \text{Gleichung 2.9}$$

Fasst man Gleichung 2.7 und Gleichung 2.9 zusammen, ergibt sich:

$$\sum_i \dot{Q}_i(\tau) + \dot{m} \cdot (c_{p,a} T_a - c_{p,e} T_e) = m \cdot c_v \cdot \dot{T} \quad \text{Gleichung 2.10}$$

Der Wärmestrom \dot{Q}_i setzt sich in der Energiebilanz aus der Summe der Einzeltermen der Wärmeleitung, Wärmestrahlung und Konvektion zusammen.

2.2.2 Wärmeleitung

Wärmeleitung ist der Wärmestrom innerhalb eines Festkörpers oder Fluids aufgrund eines Temperaturgefälles. Für die stationäre, eindimensionale Wärmeleitung durch eine oder mehrere Schichten mit konstanter Wärmeleitfähigkeit kann folgende Formel verwendet werden:

$$\dot{Q} = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{\delta_i}{A \cdot \lambda_i}} \cdot (T_1 - T_{n+1}) = \frac{1}{W_L} \cdot (T_1 - T_{n+1}) \quad \text{Gleichung 2.11}$$

Die Schichtdicke wird durch δ_i beschrieben, die Wärmeleitfähigkeit des Materials, eine Stoffkonstante, der Schicht ist λ_i , A ist die Oberfläche der Schicht und T_i die jeweilige Temperatur an den Grenzen der Schicht(en). Der Wärmestrom nimmt mit der Fläche und dem Temperaturgradienten zu, außerdem ist er gleich dem Temperaturpotential dividiert durch die Summe der einzelnen Wärmeleitwiderstände der Schichten^[36]. Gleichung 2.11 ist daher analog zum Ohm'schen Gesetz der Elektrotechnik aufgebaut. Die Wärmeleitfähigkeiten von Metallen liegen zumeist weit über der von Keramiken, noch wesentlich kleiner ist die Wärmeleitfähigkeit vieler Flüssigkeiten, das Ende der Skala bilden Gase. Für diese Arbeit verwendete Dämmmaterialien (Aluminiumoxid) setzen sich aus einer geringen Menge an Feststoff (Al_2O_3) mit Gaseinschlüssen (Luft) zusammen. Das Gas wird so in seiner Bewegung behindert und das Material besitzt dadurch eine gute Isolationswirkung^[35].

2.2.3 Wärmestrahlung

Wärmestrahlung ist der Wärmetransport anhand elektromagnetischer Wellen und ist daher nicht wie bei der Wärmeleitung an Materie (Trägermedium) gebunden, bei der die Wärmeübertragung durch die Bewegung der Moleküle erfolgt. Durch Wärmestrahlung wird Wärme von einem Körper höherer Temperatur an einen Körper niedrigerer Temperatur übertragen. Der Wellenlängenbereich in dem hauptsächlich Wärme durch Strahlung übertragen wird liegt zwischen 0,8 und 400 μm ^[37]. Die Formel für den Strahlungsaustausch zwischen zwei schwarzen Körpern 1 und 2 lautet allgemein:

$$\dot{Q} = \sigma \cdot \phi_{12} \cdot A_1 \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad \text{Gleichung 2.12}$$

In der Gleichung 2.12 ist σ die Stefan-Boltzmann-Konstante mit $\sigma = 5,670373 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$, ϕ_{12} beschreibt den Sichtfaktor, auch Einstrahlzahl genannt. Es ist der von Körper 1 abgegebene Strahlungsstrom der auf die Fläche von Körper 2 trifft. A_1 ist die Fläche des abstrahlenden Körpers 1 und T_i die Temperatur des jeweiligen Körpers.

Trifft Strahlung auf die Oberfläche eines Körpers wird diese absorbiert, transmittiert oder reflektiert.

$$\rho(\lambda) \equiv \frac{\dot{q}_{\lambda\rho}}{\dot{q}_{\lambda 0}}, \quad \alpha(\lambda) \equiv \frac{\dot{q}_{\lambda\alpha}}{\dot{q}_{\lambda 0}}, \quad \tau(\lambda) \equiv \frac{\dot{q}_{\lambda\tau}}{\dot{q}_{\lambda 0}} \quad \text{Gleichung 2.13}$$

In Gleichung 2.13 ist der reflektierte Anteil der Reflexionsgrad $\rho(\lambda)$, der absorbierte Anteil der Absorptionsgrad $\alpha(\lambda)$ und schließlich noch der transmittierte Anteil der Transmissionsgrad $\tau(\lambda)$. Daraus ergibt sich dann:

$$\rho + \alpha + \tau = 1 \quad \text{Gleichung 2.14}$$

Es bestehen verschiedene Sonderfälle, auf die aber hier nicht weiter eingegangen wird. In Abbildung 2.9 sind Transmission, Absorption und Reflexion von Quarzglas des Herstellers Hereaus beispielhaft gezeigt, da dieses als Fenster im Reaktor zur Einkopplung der Solarstrahlung genutzt wird.

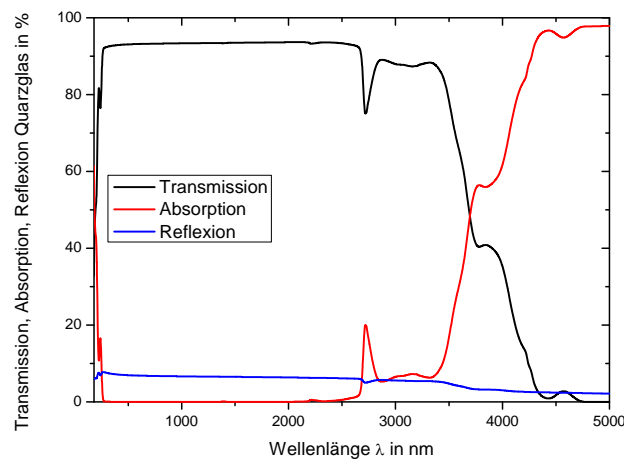


Abbildung 2.9: Transmission, Reflexion und Absorption in Abhängigkeit von der Wellenlänge von Quarzglas^[38]

2.2.4 Spektrale spezifische Ausstrahlung

Die spektrale spezifische Ausstrahlung $M_{\lambda S}$ eines schwarzen Körpers wird durch das Planck'sche Strahlungsgesetz beschrieben:

$$M_{\lambda S}(\lambda, T) = \frac{c_1}{\lambda^5 \cdot [e^{(c_2/\lambda \cdot T)} - 1]} \quad \text{mit } c_1 = 2 \cdot \pi \cdot c^2 \cdot h \quad \text{und } c_2 = c \cdot h / k \quad \text{Gleichung 2.15}$$

Die Konstante $c = 299792458$ m/s entspricht der Lichtgeschwindigkeit, $h = 6,6260755 \cdot 10^{-34}$ J·s dem Plank'schen Wirkungsquantum und $k = 1,380641 \cdot 10^{-23}$ J/K der Boltzmannkonstante. Beispielhaft sei hier die Strahlungsintensität eines schwarzen Körpers bei einer Temperatur von 5900 K gezeigt (Abbildung 2.1). Integriert man nun über einen Teil des Wellenlängenbereichs erhält man den spezifischen Ausstrah-

lungsanteil^[39]. Im Modell wurde dies für die Rückstrahlung des Absorbers durch die Quarzglasscheibe an die Umgebung genutzt. Es wurde die Annahme getroffen, dass Quarzglas in einem Wellenlängenbereich von 250 nm bis 3500 nm nahezu transparent ist (Absorptionsgrad = 0, Reflexionsgrad = 0,07, vgl. Abbildung 2.9)^[40].

$$F(0, \lambda) = \frac{1}{\sigma \cdot T^4} \int_0^\lambda M_{\lambda, S}(\lambda, T) d\lambda$$

Gleichung 2.16

In Abbildung 2.10 ist die Anteilsfunktion temperaturabhängig für diesen Wellenlängenbereich zu sehen.

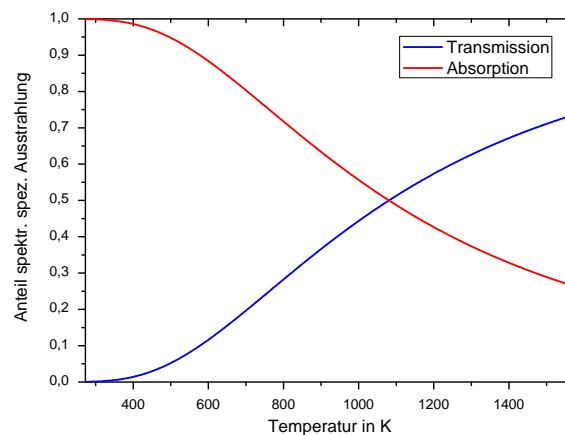


Abbildung 2.10: Ausstrahlungsanteilsfunktion im Wellenlängen-Bereich von 250 nm bis 3500 nm

2.2.5 Konvektion

Man unterscheidet zwischen freier und erzwungener Konvektion. Freie Konvektion findet zwischen einem Körper und einem Fluid aufgrund von Dichteunterschieden, die aus Temperaturunterschieden resultieren, meist im Schwerfeld statt. Bei erzwungener Konvektion wird der Wärmeübergang durch die Temperaturdifferenz und durch eine Strömung bestimmt, die durch eine äußere Druckdifferenz aufrechterhalten wird. Es gilt allgemein das Newton'sche Abkühlungsgesetz:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A \cdot (T_W - T_{Fl})$$

Gleichung 2.17

Hierbei wird α als Wärmeübergangskoeffizient eingeführt, A ist die Fläche zwischen Wand und Fluid auf der Konvektion stattfindet, T_W ist die Wandtemperatur und T_F die Fluidtemperatur. Kennzahlen für Konvektion sind die Nußeltzahl, Reynoldszahl und Prandtlzahl. Die Nußeltzahl ist eine Funktion der Strömungsparameter, Stoffwerte und Geometrie. Die Reynoldszahl ist das Verhältnis von den Trägheits- zu den Reibungskräften. Die Prandtlzahl ist das Verhältnis der für die Strömung charakteristischen Länge

und der Dicke der Temperaturgrenzschicht. Anhand dieser Zahlen kann der Wärmeübergangskoeffizient bestimmt werden und somit die Wärmeübertragung durch Konvektion berechnet werden (Kapitel 4.3.2).

2.3 Grundlagen der Regelungstechnik

Eine Regelung misst die Regelgröße (Istwert), vergleicht diese dann mit dem Sollwert und vermindert oder beseitigt durch Veränderung der Stellgröße die Regelabweichung. Im Gegensatz zur Steuerung, die einen offenen Wirkungsablauf darstellt, ist eine Regelung ein geschlossener Wirkungsablauf (Regelkreis). Das Regelungsprinzip selbst ist keine technische Erfindung sondern ein Naturphänomen, einen Zustand bei Einwirkung äußerer Störgrößen aufrecht zu erhalten^[41]. Die zeitliche Entwicklung der technischen Regelungstechnik lässt sich grob in vier Abschnitte unterteilen. In der ersten Periode entwickelte J. Watt 1788 den Drehzahlregler und J. Maxwell analysierte theoretisch den Fliehkraftregler. Der zweite Abschnitt begann dann um das Jahr 1900. Hier wurde begonnen regelungstechnische Vorgänge mathematisch zu behandeln. In dieser Phase wurden einige der heute noch genutzten Stabilitätskriterien entwickelt. Die dritte Periode begann dann etwa um 1940, hier wurde die Dynamik selbsttätiger Regelung erstmals geschlossen mathematisch behandelt. Außerdem wurde die Regelungstechnik hier zu einer systematisch geordneten und selbstständigen Ingenieurwissenschaft. Um 1960 begann dann der vierte Abschnitt: die moderne Regelungstechnik. Hier wurde es möglich, komplexe regelungstechnische Problemstellungen mit Hilfe von Computern zu lösen. In dieser Zeit wurde auch die neue Beschreibungsform moderner Regelverfahren, die Zustandsraumdarstellung, eingesetzt. Diese Beschreibungsform wird auch in dieser Arbeit verwendet, daher wird sie im folgenden Kapitel 2.3.2 noch näher erläutert. Eine weitere Errungenschaft dieser Zeit ist die Fuzzyregelung. Eine neue fünfte Entwicklungsphase der Regelungstechnik könnte durch neuronale Netze eingeläutet werden^[41].

In den folgenden Unterkapiteln werden kurz die Grundlagen der Regelung (Kapitel 2.3.1), der Zustandsraumdarstellung (Kapitel 2.3.2), des PID-Reglers (Kapitel 2.3.6) und das verwendete numerische Integrationsverfahren (Kapitel 2.3.3) erläutert. Um das System zu analysieren und auf die Stabilität zu untersuchen werden dann die Übertragungsfunktion (Kapitel 2.3.4) eines Systems und dessen Linearisierung (Kapitel 2.3.5) erläutert. Dann wird am Schluss des Kapitels noch auf die Steuerungs- bzw. Regelungsverfahren bei existierenden Solarturmanlagen eingegangen (Kapitel 2.3.7).

2.3.1 Die Grundstruktur von Regelkreisen

Ein Regelkreis besteht aus den Hauptbestandteilen Regelstrecke, Messglied, Regler und Stellglied. Allerdings ist eine Trennung der Bestandteile nicht bei allen Regelungsproblematiken möglich. In Abbildung 2.11 sind diese vier Bestandteile und die zugehörigen Signale zu sehen.

Die Signale sind:

y	die Regelgröße (Istwert)	u	die Stellgröße
w	die Führungsgröße (Sollwert)	z'	die Störgröße
e	die Regelabweichung		

Anhand des Blockschaltbildes ist zu sehen, dass eine Regelung die vom Messglied erfasste Regelgröße $y(t)$ unabhängig von der Störgröße $z'(t)$ entweder auf einen konstanten Sollwert $w(t)$ oder einen veränderlichen Sollwert $w(t)$ regeln soll. Im ersten Fall handelt es sich um eine Festwertregelung, im zweiten Fall um eine Folgeregelung. Da bei dem zweistufigen thermochemischen Kreisprozess abwechselnd zwei verschiedene Temperaturniveaus benötigt werden, handelt es sich hierbei um eine Folgeregelung. Entsprechend seiner Funktionsweise (z.B. proportional, integral, differential oder Kombinationen daraus) berechnet der Regler aus der Differenz der Führungsgröße und Regelgröße ein Ausgangssignal, das im Stellglied zur Stellgröße verarbeitet wird und dementsprechend ausregelnd auf die Regelstrecke einwirkt.

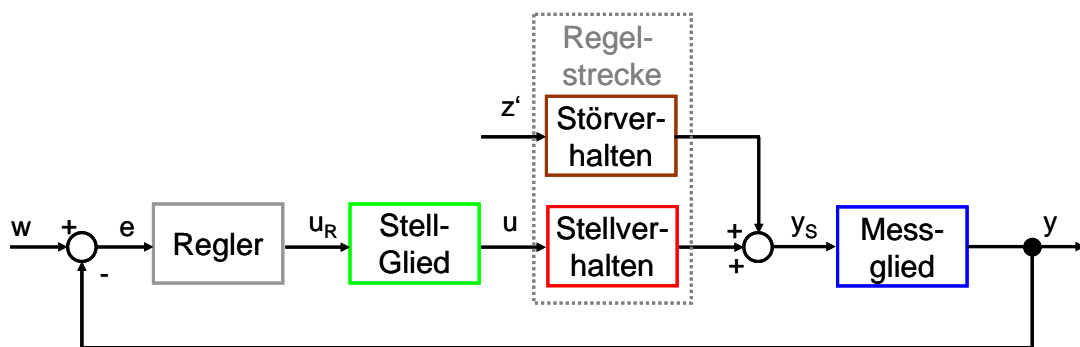


Abbildung 2.11: Blockschaltbild eines einfachen Standard-Regelkreises

2.3.2 Zustandsraumdarstellung

Die in den ersten drei Perioden genutzten Beschreibungsformen dynamischer Systeme beschreiben nur das Verhalten vom Eingang zum Ausgang des Systems, man erhält keine Information über die Vorgänge im Inneren der Einheit. Ende des 19. Jahrhunderts wurde von dem russischen Mathematiker A. M. Ljapunow die Systemanalyse mit Zustandsgrößen entwickelt^[42]. Diese wurde aber erst ab ca. 1960 genutzt, als leistungsfähige Rechner zur Verfügung standen. Die Zustandsraumdarstellung hat zwei große Vorteile. Während ein Modell eines klassischen Systems mit einer Differentialgleichung n-ter Ordnung beschrieben wird, besteht die Zustandsraumdarstellung aus n Differentialgleichungen erster Ordnung, was das Lösen mit numerischen Verfahren vereinfacht, da nur eine einfache Integration genutzt werden muss. Der andere große Vorteil ist, dass - wenn der aktuelle Zustand des Systems bekannt ist - zukünftige Zustände ohne die Vorgeschichte, nur durch die Information der Eingangsgrößen berechnet werden können^[43]. Die allgemeine Form der Zustandsraumdarstellung in Matrixschreibweise ist in Gleichung 2.18 zu sehen.

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{A} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{B} \cdot \mathbf{u} \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{D} \cdot \mathbf{u}\end{aligned}$$

Gleichung 2.18

\mathbf{A} ist die Zustandsmatrix oder auch Systemmatrix im Format $n \times n$, \mathbf{B} die Steuermatrix im Format $n \times r$, \mathbf{C} die Messmatrix oder auch Beobachtungsmatrix im Format $p \times n$ und \mathbf{D} die Durchgangsmatrix im Format

$p \times r$. \dot{x} entspricht dem Vektor der Zustandsgrößen, u dem Vektor der Eingangs- und Steuergrößen und y dem Vektor der Ausgangsgrößen.

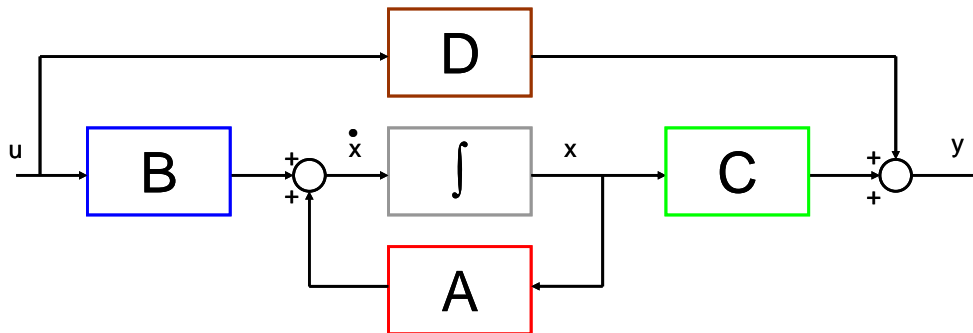


Abbildung 2.12: Blockschaltbild eines Übertragungssystems 1. Ordnung in Zustandsraumdarstellung

Gibt es nur eine Ausgangsgröße, besteht die Ausgangsmatrix C nur aus einer Zeile. Dies ist bei der vorliegenden Regelaufgabe im Zusammenhang mit dem solaren Wasserstofferzeugungsprozess der Fall, da in dem verwendeten Modell nur die Absorbtemperatur geregelt werden soll. Die Durchgangsmatrix D beschreibt die direkte Verbindung von Eingang zu Ausgang, d.h. eine Veränderung am Eingang hat eine direkte Auswirkung auf den Ausgang. Wir haben es in dieser Arbeit mit einem thermischen System mit Verzögerungen durch Wärmespeicherung zu tun. Daher resultiert eine Verzögerung zwischen Eingang und Ausgang. Folglich ist diese Matrix eine Nullmatrix, das System ist nicht sprunghaft.

Diese Zustandsraumdarstellungen können nur noch mit modernen Rechenmaschinen gelöst werden, die numerische Integrationsverfahren verwenden. Es gibt eine Reihe verschiedener Integrationsverfahren mit jeweiligen Vor- und Nachteilen, auf die im folgenden Kapitel eingegangen wird.

2.3.3 Numerische Integration

Numerische Integrationsverfahren diskretisieren eine zu integrierende Funktion in Stützstellen im Abstand eines Zeitintervalls Δt und berechnen ausgehend vom Wert x_i den nachfolgenden Wert x_{i+1} . Realisierbar ist dies mit einer Taylor-Reihenentwicklung:

$$x_{i+1} = x_i + \dot{x}_i \cdot \Delta t + \frac{\ddot{x}_i \cdot \Delta t^2}{2!} + \frac{\dddot{x}_i \cdot \Delta t^3}{3!} + \dots \quad \text{Gleichung 2.19}$$

Wird diese Taylorreihe nach dem ersten Glied abgebrochen, ergibt sich daraus:

$$x_{i+1} = x_i + \dot{x}_i \cdot \Delta t \quad \text{Gleichung 2.20}$$

Dadurch entsteht zwar ein Abbruchfehler, allerdings wird er kleiner, je kleiner Δt gewählt wird. Bekannt sein muss für diese Entwicklung der Anfangszustand x_0 .

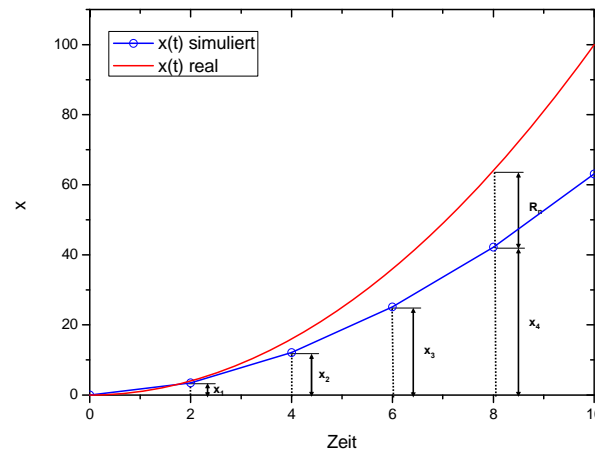


Abbildung 2.13: Annäherung von $x(t)$ nach dem Euler Cauchy Integrations-Verfahren

Dieses Verfahren wird Euler-Cauchy-Regel^[44] genannt, die Annäherung an die Ursprungsfunktion ist aber fehlerbehaftet (siehe Abbildung 2.13). Da dieses Verfahren nur einen Schritt berechnet, wird es Einschrittverfahren genannt. Der Abbruchfehler R_n kann mit dem zweiten Glied der Taylorentwicklung angenähert werden:

$$R_n \approx \ddot{x}_i \cdot \frac{\Delta t^2}{2!}$$

Gleichung 2.21

Um die Genauigkeit der Rechnung zu erhöhen können auch Mehrschrittverfahren angewandt werden. Erwähnt sei hier die Integrationsformel nach Adams-Bashfort, sie stimmt bereits zur dritten Ableitung mit der Taylor-Reihenentwicklung überein. Dadurch ist der Abbruchfehler viel geringer, da er angenähert proportional zur vierten Ableitung und zur vierten Potenz ist (vgl. Gleichung 2.21). Bei der ersten Berechnung muss allerdings auf ein Einschrittverfahren zurückgegriffen werden^[45].

In dieser Arbeit wurde das nach Runge-Kutta benannte Einschrittverfahren verwendet, dessen Genauigkeit besser ist als die der Euler-Cauchy-Regel.

$$x_{i+1} = x_i + \frac{1}{6} \left(\dot{x}_i + 2\dot{x}'_{i+1/2} + 2\dot{x}''_{i+1/2} + \dot{x}'_{i+1} \right) \Delta t$$

Gleichung 2.22

Bei diesem Verfahren wird eine höhere Genauigkeit durch das mehrfache Abschätzen der Ableitung von \dot{x} im Intervall Δt erreicht und es wird dann mit dem mittleren Wert integriert (siehe Gleichung 2.22; Abbildung 2.14). Der Abbruchfehler R_n berechnet sich mit folgender Formel:

$$R_n \approx \ddot{\ddot{x}}_1 \cdot \Delta t^5$$

Gleichung 2.23

Durch die weiter erforderlichen Rechenschritte erhöht sich der Aufwand, allerdings sind durch diese Methode auch unterschiedliche Schrittweiten möglich. Bei der Startberechnung treten nicht die Probleme auf wie beim Mehrschrittverfahren.

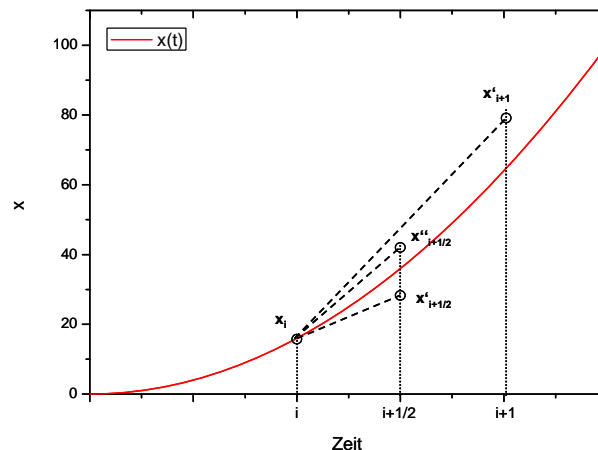


Abbildung 2.14: Annäherung von $x(t)$ nach dem Runge Kutta Integrations-Verfahren

Problematisch kann allerdings die Wahl der Schrittweite werden. Es muss ein Kompromiss gewählt werden zwischen möglichst großer Schrittweite, um Simulationszeit zu sparen, und möglichst kleiner Schrittweite, um möglichst genau zu sein. In Abbildung 2.15 ist zu sehen, dass bei der numerischen Integration der Differentialgleichung bereits bei einer Änderung der Schrittweite um jeweils 0.4 sec andere Ergebnisse erzeugt werden. Bereits ab einer Schrittweite von 0.5 sec werden Knickstellen im Diagramm sichtbar. Daher muss man bei der Simulation verschiedene Schrittweiten (halbe und doppelte) ausprobieren und nur wenn diese nicht zu sehr voneinander abweichen kann mit der entsprechend gewählten Schrittweite gerechnet werden^[43].

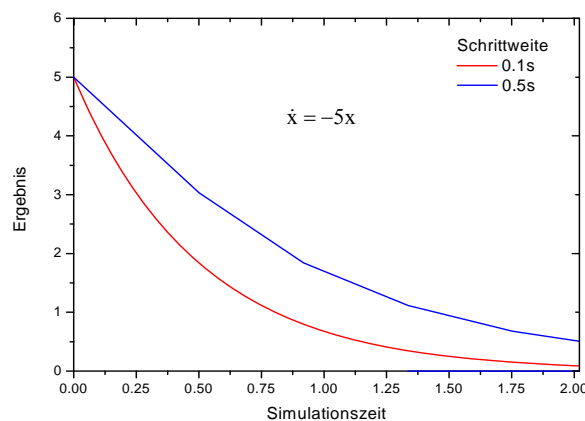


Abbildung 2.15: Einfluss unterschiedlicher Berechnungs-Schrittweiten bei dem Runge Kutta Integrations-Verfahren

In dieser Arbeit werden sekundlich Berechnungszyklen mit neuen Startwerten begonnen und es wurde die Flexibilität der variablen Schrittweite genutzt, daher wurde das Einschritt-Runge-Kutta-Verfahren verwendet.

Nicht weiter eingegangen wird hier auf den Rundungsfehler von Digitalrechnern, der mit steigender Anzahl von Operationen, also einer geringeren Schrittweite, zunimmt.

2.3.4 Übertragungsfunktion

In regelungstechnischen Fragestellungen müssen meist lineare Differentialgleichungen (DGL) mit konstanten Koeffizienten gelöst werden. Dabei besteht die Möglichkeit zur Lösung mittels der Laplace-Transformation. Bei der Laplace-Transformation wird einer Funktion $f(t)$ im Zeitbereich einer Funktion $F(s)$ im Bild- oder Frequenzbereich umkehrbar eindeutig zugeordnet. Die Lösung im Bildbereich hat die Form:

$$Y(s) = G(s) \cdot U(s) \quad \text{Gleichung 2.24}$$

$G(s)$ ist die Übertragungsfunktion und wird von der Differentialgleichung bestimmt. Sie beschreibt wie die Größe $U(s)$ zum Ausgang $Y(s)$ übertragen wird. $G(s)$ ist eine Gesamtübertragungsfunktion, d. h. sie ist das Produkt beliebig vieler in Reihe geschalteter Übertragungsglieder oder die Summe beliebig vieler parallel geschalteter Übertragungsglieder. Es werden also komplexe Funktionen miteinander multipliziert oder addiert, was einfacher ist, als Differentialgleichungen zusammenzufassen. Die Differentialgleichung

$$a_n y^{(n)} + \dots + a_1 \dot{y} + a_0 y = b_0 u + b_1 \dot{u} + \dots + b_m u^{(m)} \quad \text{Gleichung 2.25}$$

ergibt nach der Laplace-Transformation bei verschwindenden Anfangsbedingungen und nach dem Zusammenfassen:

$$Y(s) \cdot (a_n s^n + \dots + a_1 s + a_0) = U(s) \cdot (b_0 + b_1 s + \dots + b_m s^m) \quad \text{Gleichung 2.26}$$

Bildet man daraus den Quotienten, erhält man die Übertragungsfunktion in Form von:

$$\frac{Y(s)}{U(s)} = \frac{b_m s^m + \dots + b_1 s + b_0}{a_n s^n + \dots + a_1 s + a_0} = \frac{Z(s)}{N(s)} = G(s) \quad \text{Gleichung 2.27}$$

Diese Funktion beschreibt den Zusammenhang zwischen Ein- und Ausgang genauso gut wie die Differentialgleichung im Zeitbereich, da sie eine gebrochen rationale Funktion der Variable s ist und alle Koeffizienten der Differentialgleichung enthält. $Z(s)$ ist in dieser Darstellung das Zählerpolynom und $N(s)$ das Nennerpolynom. Nach dem Satz von Viëta kann jedes Polynom durch seine Nullstellen und den Koeffi-

zienten a_n der höchsten Potenz der Variablen s ausgedrückt werden^[46]. Daher kann die Übertragungsfunktion in den folgenden Ausdruck umgeformt werden:

$$G(s) = K \cdot \frac{(s - s_{N1}) \cdot (s - s_{N2}) \dots (s - s_{Nm})}{(s - s_{p1}) \cdot (s - s_{p2}) \dots (s - s_{pn})} \quad \text{Gleichung 2.28}$$

Die Nullstellen s_{p_i} sind die Polstellen von $G(s)$. Pol- und Nullstellen beschreiben die Übertragungsfunktion, von ihnen hängt das dynamische Verhalten ab und durch sie kann $G(s)$ graphisch dargestellt werden.

Die Pole bestimmen insbesondere die Stabilität und die Dämpfungseigenschaften der Übertragungsfunktion $G(s)$ und somit des Systems. Übertragen auf die Zustandsraumdarstellung sind die Wurzeln der Determinante

$$\det(s \cdot I - A) = 0 \quad \text{Gleichung 2.29}$$

die Eigenwerte, also die Polstellen, der Matrix A . I stellt die Einheitsmatrix dar. Wenn das System stabil ist sind alle Realteile (Re) der Eigenwerte λ_i negativ.

$$\operatorname{Re}(\lambda_i) \leq 0 \quad \text{Gleichung 2.30}$$

Das System ist genau dann asymptotisch stabil, wenn folgende Bedingung erfüllt ist.

$$\operatorname{Re}(\lambda_i) < 0 \quad \text{Gleichung 2.31}$$

Die Realisierbarkeitsbedingung für eine Übertragungsfunktion ist, dass die Anzahl der Polstellen kleiner oder gleich der Anzahl der Nullstellen ($m \leq n$) sein muss, d. h. ein Übertragungsglied mit $m > n$ ist technisch nicht realisierbar.

Für die Berechnung der Pol- und Nullstellen des in dieser Arbeit beschriebenen Systems wurde das Programm Matlab[®]/Simulink[®] von MathworksTM verwendet.

2.3.5 Linearisierung

Die meisten technisch relevanten Zusammenhänge sind normalerweise nicht linearer Natur, allerdings vereinfacht es den Umgang, sie an bestimmten Stellen, meist den Arbeitspunkten oder den Ruhelagen des Systems, zu linearisieren. Diese Linearisierung bewirkt, dass die beteiligten Größen nur in gewissen Bereichen genügend genau sind. Allerdings reicht das meist aus, um eine funktionierende Regelung zu erlangen.

Das nichtlinearisierte Modell ist:

$$\dot{x} = f(x, u)$$

Gleichung 2.32

Das linearisierte Modell ergibt sich aus folgenden Randbedingungen:

$$x_0, u_0 = \text{konstant}$$

$$\Delta x = x - x_0, \Delta u = u - u_0$$

Gleichung 2.33

Setzt man diese Ausdrücke aus Gleichung 2.33 in die Gleichung 2.32 des nichtlinearisierten Modells ein, führt das zu folgender Gleichung:

$$\dot{x} = \dot{x}_0 + \Delta \dot{x} = f(x_0 + \Delta x, u_0 + \Delta u) \approx f(x_0, u_0) + f_x(x_0, u_0) \cdot \Delta x + f_u(x_0, u_0) \cdot \Delta u \quad \text{Gleichung 2.34}$$

$f(x_0, u_0)$ entspricht hierbei \dot{x} , f_x entspricht der Zustandsmatrix A $[n \times n]$ und f_u entspricht der Steuermatrix B $[n \times m]$ der Zustandsraumdarstellung und der gesamte Ausdruck in Matrixschreibweise wird zu:

$$\Delta \dot{x} = A \cdot \Delta x + B \cdot \Delta u$$

Gleichung 2.35

Dabei sind f_x und f_u aus Gleichung 2.34 die Jacobi-Matrizen des Systems:

$$f_x = \left(\frac{\partial f_i}{\partial x_j} \right)_{1 \leq i, j \leq n}, f_u = \left(\frac{\partial f_i}{\partial u_j} \right)_{1 \leq i \leq n, 1 \leq j \leq m} \quad \text{Gleichung 2.36}$$

Eine Jacobi-Matrix einer differenzierbaren Funktion ist die $[m \times n]$ Matrix sämtlicher partieller erster Ableitungen. Die Jacobi-Matrizen, auch Ableitungsmatrizen, werden benötigt, um dann in einer mehrdimensionalen Taylor-Reihenentwicklung das Modell um den Arbeitspunkt zu linearisieren. Die Anwendung auf das Modell erfolgt in Kapitel 6.1.

2.3.6 PID-Regler

In der heutigen Zeit werden in der Industrie Standardregler bestehend aus den drei linearen idealisierten Grundformen des P-, I- und D-Gliedes verwendet. Es gibt Varianten in denen das Stellglied direkt in den Regler integriert ist. Als erstes werden nun kurz die verschiedenen Grundregelglieder, aus denen der PID-Regler besteht, beschrieben:

P-Glied: Der P-Regler besteht ausschließlich aus einem proportionalen Anteil der Verstärkung K_P , d. h. das Ausgangssignal $u(t)$ ist proportional zum Eingangssignal $e(t)$. Gleichung 2.37 zeigt das Übergangsverhalten im Zeitbereich und das Übertragungsverhalten im Bildbereich.

$$\text{Übergangsverhalten: } u(t) = K_P \cdot e(t) ; \text{ Übertragungsverhalten: } \frac{U(s)}{E(s)} = K_P \quad \text{Gleichung 2.37}$$

Der P-Regler hat eine relativ große Ausregelzeit, ein großes maximales Überschwingen und er besitzt eine bleibende Regelabweichung.

I-Glied: Der I-Regler wirkt durch die zeitliche Integration der Regelabweichung $e(t)$, vgl. Abbildung 2.11, mit der Gewichtung der Nachstellzeit T_I auf die Ausgangsgröße $u(t)$. Gleichung 2.38 zeigt das Übergangsverhalten im Zeitbereich und das Übertragungsverhalten im Bildbereich.

$$\text{Übergangsverh.: } u(t) = \frac{1}{T_I} \cdot \int_0^t e(\tau) d\tau ; \text{ Übertragungsverh.: } \frac{U(s)}{E(s)} = \frac{1}{T_I \cdot s} = \frac{K_I}{s} \quad \text{Gleichung 2.38}$$

Der I-Regler hat aufgrund seines langsam einsetzenden I-Verhaltens ein größeres Überschwingen als der P-Regler allerdings dafür keine bleibende Regelabweichung.

D-Glied: Das D-Glied reagiert nicht auf die Höhe der Regelabweichung $e(t)$, sondern auf deren Änderungsgeschwindigkeit mit der Vorhaltzeit T_D , das D-Glied wird nur in Kombination mit dem P- oder / und dem I-Glied eingesetzt. Gleichung 2.39 zeigt das Übergangsverhalten im Zeitbereich und das Übertragungsverhalten im Bildbereich.

$$\text{Übergangsverhalten: } u(t) = T_D \cdot \frac{d}{dt} e(t) ; \text{ Übertragungsverhalten: } \frac{U(s)}{E(s)} = T_D \cdot s \quad \text{Gleichung 2.39}$$

Der D-Regler besitzt aufgrund des schnellen D-Verhaltens ein geringes Überschwingen und eine geringere Ausregelzeit, allerdings ist hier ein schnelles Reagieren der Stellgröße Voraussetzung.

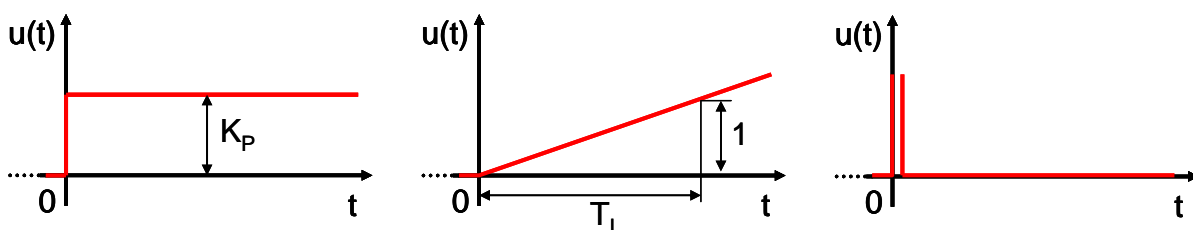


Abbildung 2.16: Sprungantworten von P- (links), I- (mitte) und D-Glied (rechts)

PID-Regler:

Die Übertragungsfunktion des Standardreglers bestehend aus diesen drei Grundformen lautet:

$$G_R(s) = \frac{U_R(s)}{E(s)} = K_P + \frac{K_I}{s} + K_D \cdot s = K_R \left(1 + \frac{1}{T_I \cdot s} + T_D \cdot s \right) \quad \text{Gleichung 2.40}$$

Die Größen K_R , T_I und T_D werden Einstellgrößen genannt und sind normalerweise in vorgegebenen Wertebereichen einstellbar. Damit kann der Regler dem Verhalten der Regelstrecke so angepasst werden, dass ein möglichst günstiges Regelverhalten entsteht. Mit den eingeführten Größen $K_R = K_P$, $T_I = K_P / K_I$ und $T_D = K_D / K_P$ kann die Funktion $G(s)$ aus Gleichung 2.40 so umgeformt werden, dass nicht mehr der dimensionsbehaftete Verstärkungsfaktor sondern nur noch die beiden Zeitkonstanten T_I und T_D in der Gleichung auftreten^[46].

Aus Gleichung 2.40 ist das Blockschaltbild mit den drei parallel geschaltet Einzelgliedern hergeleitet.

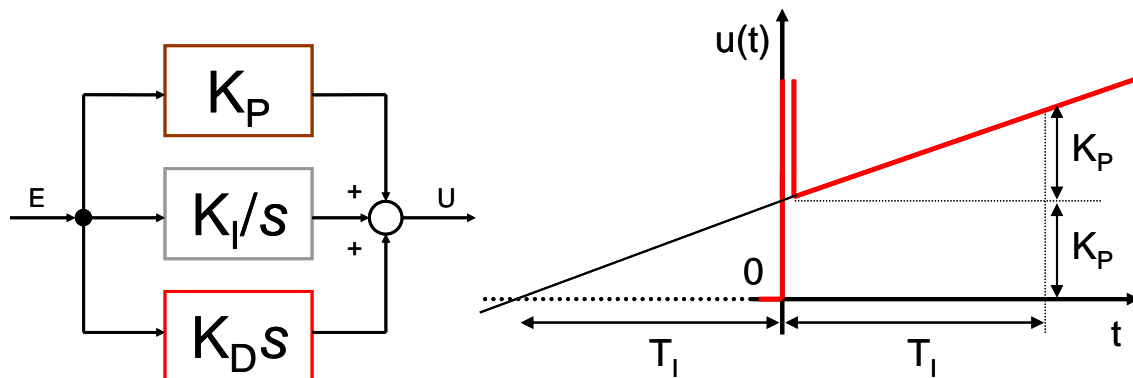


Abbildung 2.17: allgemeines Blockschaltbild und Sprungantwort des PID-Regler

Alle drei Reglertypen besitzen die bereits genannten Vor- und Nachteile. Der PI-Regler hingegen vereint die positiven Eigenschaften des P- und des I-Reglers. Er besitzt das Überschwingen und die Ausregelzeit des P-Reglers und hat keine bleibende Regelabweichung wie der I-Regler.

Sowohl der Regler für die Leistung des Heliostatfeldes als auch der Regler für die Gasvorheizung wurden als PI-Regler ausgeführt. Auf einen PID-Regler wurde hier verzichtet, da das Heliostatfeld nicht mit der Geschwindigkeit reagieren kann, wie es dem D-Verhalten entsprechen würde. Hierzu und zur Betriebsstrategie mehr in Kapitel 6.3.

2.3.7 Steuerung und Regelung solarthermischer und solarchemischer Solarturm-Systeme

Prinzipiell besteht ein Unterschied zwischen solarthermischen und solarchemischen Systemen. Bei solarthermischen Systemen, wie einem offenen volumetrischen Receiver^[47] oder einem Salzreceiver^[48], kann die Austrittstemperatur aus dem Receiver mittels der eingestrahlt solaren Flussdichte und mittels des Massenstroms des Wärmeträgerfluids geregelt werden. Bei solarchemischen Systemen kann meist nur die

solare Flussdichte, evtl. ergänzend noch die Vorheizung der Edukte zur Regelung genutzt werden, da bei vielen chemischen Prozessen die Verweilzeit der Edukte im Reaktor nicht beliebig verändert werden kann ohne drastische Einbußen beim chemischen Umsatz zu verursachen. Geringe Umsätze bringen wiederum eine aufwendige Abtrennung bzw. Rezyklierung von den nicht umgesetzten Edukten und evtl. benötigten Trägergasen mit sich. Beide Effekte können zu einer drastischen Senkung des Wirkungsgrades eines solarchemischen Turmsystems führen.

2.3.7.1 Regelung / Steuerung Solarthermischer Systeme

Bei dem TSA-Projekt (Technology Program Solar Air) auf der Plataforma Solar de Almería (PSA) in Spanien wurde eine heuristische, wissensbasierte Regelung mit fünf Zielpunkten verwendet^[49]. Hier wurde nicht die Flussdichte sondern die Austrittstemperatur an zahlreichen Positionen im Receiver mittels Thermoelementen gemessen und bei einer Überschreitung der Solltemperatur im Gebiet eines Zielpunktes einer oder mehrere Heliostaten auf einen anderen Zielpunkt fokussiert, bei dem die Solltemperatur unterschritten wird. Eine Homogenisierung der Flussdichteverteilung kann außerdem durch eine Verschiebung der Zielpunkte auf der Receiverapertur erfolgen.

Im Solar Two Kraftwerk in der Mojave-Wüste in Kalifornien wurde ein Steuerungssystem zur dynamischen Zielpunktzuweisung verwendet^[50]. Hier wurde eine fixe Verteilung der Zielpunkte und der zugehörigen Heliostaten auf dem zylindrischen Receiver festgelegt. Diese basierten auf vorhergehenden Simulationen. Anschließend wurde während des Betriebs mit der aktuellen DNI und der beteiligten Heliostaten die theoretische Flussdichteverteilung auf dem Receiver berechnet. Überschritt diese einen maximal zulässigen Wert an einer Stelle, wurde ein zuständiger Heliostat in die Standby-Position neben dem Receiver bewegt. Wurde die maximale theoretische Flussdichte wieder unterschritten, wurde er erneut auf den entsprechenden Zielpunkt ausgerichtet.

2.3.7.2 Regelung / Steuerung Solarchemischer Systeme

Noch existieren keine kommerziellen solarchemischen Solarturm-Systeme. Bei den bisher entwickelten Forschungsreaktoren sind die Receiveraperturen nicht größer als das Abbild eines Heliostaten und werden evtl. noch durch einen Sekundärkonzentrator weiter konzentriert. Somit muss nur auf einen Zielpunkt pro Receiver fokussiert werden. Bei diesen Forschungsanlagen wurde bisher keine Regelung sondern nur eine Steuerung verwendet, d. h. die Heliostaten oder Heliostatgruppen werden manuell auf den Receiver oder Zielpunkt ausgerichtet, bis die entsprechende Temperatur erreicht wird^{[51] [52]}.

2.4 Wasserstoffherstellung

In diesem Kapitel werden die wichtigsten in der Forschung und Industrie angewendeten Verfahren zur Wasserstoffproduktion (Kapitel 2.4.1), die solare Reformierung (Kapitel 2.4.2) und drei thermochemische Kreisprozesse (Kapitel 2.4.3 und 2.4.4) näher erläutert. Als letztes Unterkapitel (Kapitel 2.4.5) folgt dann

noch die Beschreibung der Kohlendioxidspaltung, ein Prozess, der dem zweistufigen thermochemischen Kreisprozess zur Wasserstofferzeugung recht ähnlich ist.

2.4.1 Verfahren zur Wasserstofferzeugung

Die heutige weltweite Produktion von Wasserstoff beträgt rund 540 Mrd. m³ im Normzustand pro Jahr, wobei diese fast ausschließlich nicht energetisch genutzt werden, sondern zu ca. 50 % zur Herstellung von Ammoniak und zu weiteren 45 % zur Veredelung von Erdöl verwendet werden. Brennstoffzellen gewinnen dabei aktuell immer mehr an Bedeutung^[53].

Die derzeit industriell eingesetzten Verfahren zur Wasserstofferzeugung basieren hauptsächlich auf der Verwendung von fossilen Rohstoffen und auf der Nutzung aus fossilen Ressourcen erzeugter Energie. Die Wasserstofferzeugung durch Methanreformierung stellt hierbei das Verfahren dar, welches am weitesten entwickelt und verbreitet ist. Bei allen Verfahren zur Wasserstoffproduktion aus Methan oder anderen kohlenwasserstoffhaltigen Rohstoffen - mit Ausnahme der direkten Spaltung (des Crackens) - entsteht jedoch klimaschädliches Kohlenstoffdioxid CO₂^[54]. Der Ausstoß dieses Treibhausgases ist eine der Hauptursachen für die Erwärmung des Erdklimas. Daher wird das Verfahren der solaren Reformierung ohne CO₂-Ausstoß in Kapitel 2.4.2 näher erläutert. Der den Prozessen zugrunde liegende Rohstoff Erdgas hat als fossiler Brennstoff eine nur zeitlich begrenzte Verfügbarkeit. Solche Erzeugungsmethoden sind daher für eine zukünftige, nachhaltige Wasserstoffherstellung nicht geeignet. Dies führt zu dem Schluss, dass eine neue Art der Wasserstofferzeugung entwickelt und in die industrielle Umsetzung gebracht werden muss, die unabhängig von fossilen Brennstoffen ist oder zumindest die Abhängigkeit von diesen vermindert.

Ein zentraler Ansatz zur nachhaltigen Wasserstoffherstellung beruht auf der Nutzung von Wasser als Rohstoff. Es wird dabei in seine beiden chemisch elementaren Bestandteile Wasserstoff und Sauerstoff gespalten. Die Elektrolyse ist ein zu weitgehender Reife entwickeltes Verfahren, um Wasser zu spalten. Dabei geschieht die Aufspaltung von Wasser in H₂ und O₂ auf elektrochemischem Wege. Koppelt man diesen Prozess an ein Solarkraftwerk, so kann dieses den benötigten Strom erneuerbar und emissionsfrei für die Elektrolyse liefern. Die Wasserstofferzeugung erfolgt somit CO₂-frei und unabhängig von fossilen Ressourcen. Diese Variante weist jedoch den Nachteil auf, dass Energiewandlungsschritte notwendig sind, die den Gesamtwirkungsgrad reduzieren und den Wasserstoffpreis somit erhöhen^[55].

Ein anderes Verfahren der Wasserstoffherstellung ist die direkte thermische Spaltung von Wasser. Für eine Anwendung dieses Vorgangs ist jedoch eine Temperatur von mehr als 2773 K erforderlich. Dies stellt enorm hohe Anforderungen an die im Prozess verwendeten Materialien. Die technischen Herausforderungen an einen solchen Prozess sind nicht zu bewältigen. Eine praktische Anwendung im gewünschten Maßstab ist derzeit nicht möglich und wird es vermutlich auch nicht werden.

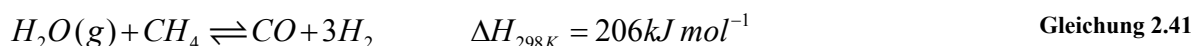
Der dritte Ansatz ist die Wasserstofferzeugung mit thermochemischen Kreisprozessen. Dabei wird das Wasser nicht in einem einzigen, sondern in mehreren Schritten gespalten. Der große Vorteil dieser Verfahren liegt in den für den Prozess notwendigen Temperaturniveaus. Diese liegen weit unterhalb der Temperaturen, die für eine direkte Spaltung notwendig sind. Dies bringt den Prozess in einen mit heutiger

Technologie durchführbaren und energetisch sinnvollen Bereich. Die Umwandlung von thermischer in elektrische Energie entfällt, so dass der Gesamtwirkungsgrad der Wasserstoffproduktion gegenüber der mit Solarenergie durchgeführten Elektrolyse im Vorteil ist. Ein solches Verfahren verwendet verschiedene Reaktionspartner, die während des Prozesses wieder gewonnen und im Kreis geführt werden. Hier gibt es viele verschiedene Prozesse. Die beiden wichtigsten schwefelbasierten Kreisprozesse werden in Kapitel 2.4.3 näher erläutert. Der in der Arbeit verwendete zweistufige thermochemische Kreisprozess mit Metalloxiden wird im Kapitel 2.4.4 noch genauer beschrieben. Der Unterschied zwischen den Prozessen besteht in der Auswahl der eingesetzten Chemikalien, der involvierten chemischen Teilreaktionen und in der Anzahl der Zwischenschritte. Eine kleine Anzahl dieser Prozesse hat sich als aussichtsreich herausgestellt und werden daher intensiver erforscht und weiterentwickelt^[6].

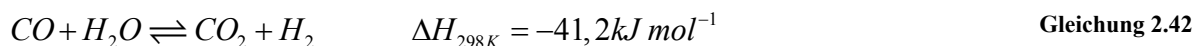
Weitere Ansätze sind die biologische und die photochemische Wasserstofferzeugung, auf die in dieser Arbeit nicht näher eingegangen wird.

2.4.2 Solare Dampfreformierung

Die Reformierung von Kohlenwasserstoffen ist ein industriell weit entwickeltes Verfahren und da es ein stark endothermer Prozess ist, kann durch den Einsatz von konzentrierter Solarstrahlung bis zu 40 % der Primärenergie eingespart werden^[56]. Die Reformierung, beispielhaft hier von Methan, kann mit Katalysatoren (Nickel oder Edelmetalle) auf einer keramischen Wabenstruktur bei Temperaturen von über 973 K Erdgas (CH_4) mit Wasserdampf (H_2O) zu sogenanntem Synthesegas umwandeln. Dieses Synthesegas besteht aus Wasserstoff (H_2) und Kohlenmonoxid (CO) (vgl. Gleichung 2.41). Die hohen Temperaturen sorgen für eine ausreichende Reaktionsgeschwindigkeit. Der Brennwert des Synthesegases ist um die gespeicherte Sonnenenergie höher als der des Erdgases^[57]. Der Anteil an Solarenergie am Brennwert des erzeugten Wasserstoffs beträgt etwa 22 %.



Um den Energieinhalt des Synthesegases möglichst weitgehend als Wasserstoff verfügbar zu machen kann das Kohlenmonoxid mit zusätzlichem Wasserdampf in der leicht endothermen Wassergas-Shift-Reaktion zu Kohlendioxid (CO_2) und Wasserstoff (H_2) umgesetzt werden (vgl. Gleichung 2.42).



Die Entwicklungsfortschritte bei der Reformierung flüssiger Brennstoffe (Methanol, Ethanol, Benzin, Diesel), die in der Vergangenheit insbesondere für mobile Anwendungen entwickelt wurde, lassen sich sehr gut auch für stationäre Anwendungen nutzen^[58].

Die solare Dampfreformierung wurde bereits im Jahr 2002 erfolgreich im Forschungsmaßstab von 400 kW_{th} getestet. Hierzu wurde ein druckbeaufschlagter solar beheizter Reformier auf dem Solarturm des

Weizmann Institute of Science (WIS) in Rehovot, Israel installiert. Die Solarstrahlung wurde über ein gewölbtes Quarzglasfenster in den Prozess eingekoppelt. Hinter diesem Fenster lag der poröse volumetrische Absorber, der mit dem Katalysatormaterial beschichtet war und auf Temperaturen von 1223 K aufgeheizt und durchströmt wurde. Bei Betriebstemperaturen von 1037 K und Betriebsdrücken von 9 bar wurden 78 % des Methans entsprechend des chemischen Gleichgewichts umgesetzt^[56].

2.4.3 Schwefelbasierte thermochemische Kreisprozesse

Schwefelbasierte Kreisprozesse zur Herstellung von Wasserstoff wurden ursprünglich für die Kopplung mit Hochtemperaturwärme aus Kernreaktoren entwickelt. Die vielversprechendsten Prozesse sind der Schwefel-Iod-Prozess und der hybride Schwefelsäure-Prozess. Beide Kreisprozesse basieren auf der endothermen Schwefelsäurespaltung, bei der die benötigte Reaktionswärme durch konzentrierte Solarstrahlung bereitgestellt werden kann und in chemisch gebundene Energie umgewandelt wird. Beide Kreisprozesse haben das Potenzial, eine thermische Effizienz von 40 % zu erreichen^[57].

Schwefel-Iod-Prozess: Der dreistufige Schwefel-Iod-Prozess wird auch General-Atoms-Prozess genannt, da er von der amerikanischen Firma General Atomics entwickelt wurde^[59]. Er besteht aus drei chemischen Reaktionen, deren Edukt Wasser und deren Produkte Wasserstoff und Sauerstoff sind. In Abbildung 2.18 ist die Reaktionsfolge dieses Prozesses schematisch dargestellt.

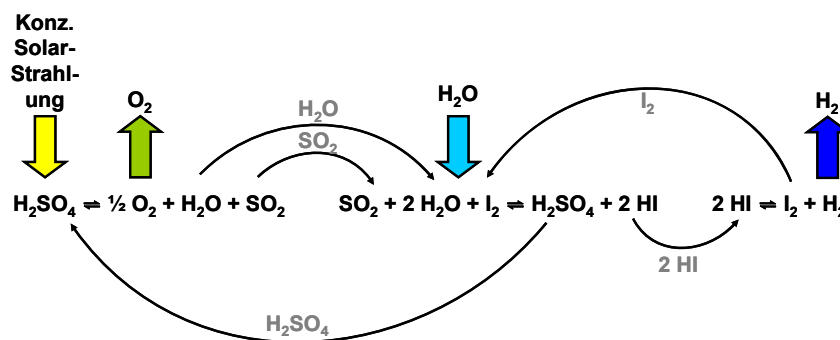
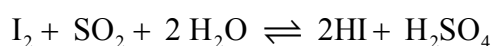


Abbildung 2.18: Schema des Schwefel-Iod-Prozesses

Gleichung 2.43 beschreibt den ersten Teilschritt, die so genannte Bunsenreaktion. Hier wird dem Wasser Iod (I_2) und Schwefeldioxid (SO_2) zugefügt. Daraus entsteht in einer schwach exothermen Reaktion bei etwa 393 K Schwefelsäure (H_2SO_4) und Iodwasserstoffsäure (HI).



Gleichung 2.43

Hier liegen Wasser, Iod, Schwefelsäure und Iodwasserstoffsäure in flüssiger Form vor. Im nächsten Schritt, der Iodwasserstoffsäurespaltung, wird Iodwasserstoff durch Hinzufügen von Phosphorsäure in einer extraktiven Destillation vom Iod getrennt. Der Iodwasserstoff wird in einer leicht endothermen Reaktion

bei einer Temperatur von rund 593 K gespalten. Dabei entsteht Iod, das zur Bunsenreaktion zurückgeführt wird, und Wasserstoff (H_2) (vgl. Gleichung 2.44).



Der dritte Prozessschritt, in dem der Großteil der Energie in Form von Wärme benötigt wird, ist die Schwefelsäurespaltung. In Gleichung 2.45 ist zu sehen, dass bei Temperaturen von rund 1103 K aus Schwefelsäure (H_2SO_4) Sauerstoff (O_2) und Schwefeldioxid (SO_2) entstehen. Das Schwefeldioxid wird nach seiner Bildung zur Bunsenreaktion (Gleichung 2.43) zurückgeführt.



Die benötigte Wärme in diesem Schritt wird durch konzentrierte Solarstrahlung erzeugt, kann aber auch z. B. von einem Hochtemperatur-Kernreaktor (HTR) bereitgestellt werden. Den hohen thermischen Wirkungsgraden des Schwefel-Iod-Prozesses müssen die heute noch weitgehend ungelösten material- und verfahrenstechnischen Schwierigkeiten gegenübergestellt werden^[60].

Schwefelsäure-Hybrid-Prozess: Der Schwefelsäure-Hybrid-Prozess ist auch als Westinghouse-Prozess bekannt, da er von der Firma Westinghouse Electric Corporation entwickelt wurde^[61].

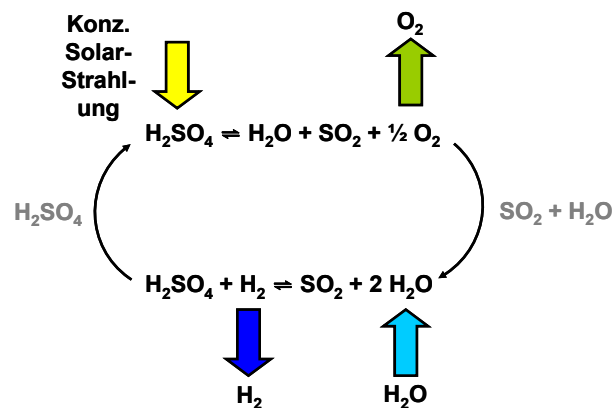


Abbildung 2.19: Schema des Schwefelsäure-Hybrid-Prozesses

Er wird als Hybrid-Prozess bezeichnet, da es eine Kombination aus einem thermochemischen und einem elektrochemischen Teilprozess ist. In Abbildung 2.19 ist das Schema dieses zweistufigen Prozesses dargestellt.

Der erste Schritt, der Sauerstoff produzierenden Schwefelsäurespaltung, ist gleich zum Schwefel-Iod-Prozess. Im zweiten Schritt wird mittels Elektrolyse aus schwefliger Säure bei einer Temperatur von etwa 363 K Wasserstoff produziert. Im Elektrolyseur reagiert an der Anode Wasser zusammen mit SO_2 zu Schwefelsäure. Protonen werden solvatisiert und Elektronen werden von der Elektrode abgeleitet:



An der Kathode werden danach die Protonen zu Wasserstoffmolekülen reduziert, die gasförmig aus dem Elektrolyseur austreten:



In einem solchen Elektrolyseur liegt die theoretisch benötigte Spannung bei nur 0,17 V im Vergleich zu 1,23 V für die konventionelle Wasserelektrolyse. Dadurch ist die benötigte Energie geringer und der Gesamtprozess potenziell effizienter als die Wasserelektrolyse. Der Teilprozess der Schwefelsäurespaltung kann, wie beim Schwefel-Iod-Prozess solar betrieben werden, und auch die Elektrolyse kann, um CO₂-neutral zu sein, mit erneuerbar erzeugtem Strom betrieben werden. Der Prozess kann folglich mit Sonnenenergie als einziger Energiequelle autark von einem Stromnetz oder anderen Energiequellen betrieben werden. Vorteile des Schwefelsäure-Hybrid-Prozesses im Vergleich zum Schwefel-Iod-Prozess sind die geringere Komplexität, da nur Schwefelverbindungen im Kreis geführt werden und dass bei hoher Effizienz (ähnlich wie für den Schwefel-Iod-Prozess) nur gebräuchliche günstige Materialien verwendet werden. Allerdings muss ein Drittel der benötigten Energie in Form von elektrischer Energie bereitgestellt werden^{[60] [62]}.

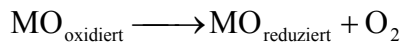
2.4.4 Zweistufiger thermochemischer Kreisprozess mit Metalloxiden

Ein vielversprechender thermochemischer Kreisprozess wurde am DLR in Köln erstmals 2004 im von der EU co-finanzierten Projekt Hydrosol unter Einkopplung von Solarenergie experimentell geschlossen. Es wurden in mehr als 50 Zyklen Wasserstoff produziert^[57]. Dieser Kreisprozess verwendet Eisenmischoxide als wasserspaltenden Reaktionspartner in Kombination mit konzentrierter Solarenergie.

Der zweistufige thermochemische Kreisprozess findet bei zwei unterschiedlichen Temperaturniveaus statt. Das multivalente Metalloxid wird dabei im Kreis geführt. Im ersten Schritt, der Wasserstoffproduktion, liegt das Metalloxid in reduzierter Form vor. Es wird auf ca. 1073 K erhitzt und Wasserdampf darüber geleitet. Das Metalloxid spaltet den Sauerstoff aus den Wassermolekülen ab und bindet ihn reversibel in seine Kristallstruktur. Dabei wird Wasserstoff freigesetzt. Dieser Schritt ist leicht exotherm.



Im zweiten Schritt wird das Metalloxid unter Stickstoffatmosphäre auf ca. 1473 K erhitzt. Jetzt wird der im Kristallgitter gebundene Sauerstoff in einer endothermen Reaktion abgegeben und das Metalloxid regeneriert^[63].



Gleichung 2.49

Das in Gleichung 2.48 und Gleichung 2.49 verwendete Metalloxid (MO) ist wie bereits oben erwähnt im vorliegenden Fall ein Eisenmischoxid. Es werden aber auch von anderen Forschergruppen verschiedene andere Metalloxide, wie zum Beispiel Zinkoxid^[64] oder Manganoxid^[65], untersucht. Vielversprechend sind weiterhin eisenhaltige Yttrium-dotierte Zirkoniumdioxide^[66] oder Ceroxid^[67].

Die getrennte Produktion von Wasserstoff und Sauerstoff in zwei unterschiedlichen Halbzyklen ist ein weiterer Vorteil dieses thermochemischen Kreisprozesses. Aus diesem Grund ist es nicht notwendig, die beiden zeitlich nacheinander bzw. in unterschiedlichen Prozesseinheiten entstehenden Gase voneinander zu trennen.

In der vorliegenden Prozessvariante wird eine keramische Wabenstruktur, bestehend aus siliziuminfiltriertem Siliziumkarbid (SiSiC), mit dem Eisenmischoxid beschichtet. Diese ist in der Lage, als volumetrischer Absorber zu fungieren und die Solarstrahlung zu absorbieren. Darüber hinaus zeichnet sie sich durch geringe Druckverluste aus (siehe Abbildung 2.20)^[68]. Durch konzentrierte Sonnenstrahlung wird die Wabenstruktur mit ihrer Beschichtung bis zu den jeweils in den beiden Halbzyklen notwendigen Reaktionstemperaturen erhitzt.

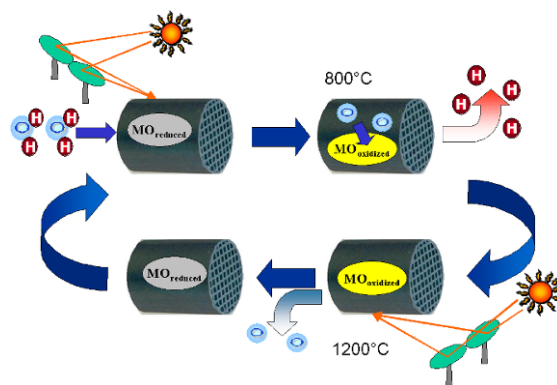


Abbildung 2.20: Schema des zweistufigen thermochemischen Kreisprozesses

Nachdem der Prozess zum ersten Mal mit solarer Energie betrieben wurde, folgte anschließend die Entwicklung eines Versuchsreaktors mit zwei Kammern. Damit wurde im Sonnenofen des DLR quasi-kontinuierlich Wasserstoff erzeugt^[69]. Im nächsten Schritt wurde eine weit größere Pilotanlage entwickelt und konstruiert, die im 100 kW_{th}-Maßstab Wasserstoff produziert. Diese Anlage hat im April 2008 auf dem SSPS-CRS Solarturm der Plataforma Solar de Almería in Spanien den Testbetrieb aufgenommen^{[51] [70]}. Diese Pilotanlage hat erfolgreich gezeigt, dass es mit Hilfe dieses Prozesses möglich ist, in einer Industrie-relevanten Größenordnung kontinuierlich über den Tag solar Wasserstoff zu erzeugen. Das in der Anlage verwendete Heliostatfeld und der in dieser Anlage verwendete Reaktor sind die Grundlage für die in den folgenden Kapiteln beschriebene Modellierung und Simulation. Ebenso wird für diese Anlage eine Betriebstrategie mit Steuer-/Regelungskonzept entwickelt und optimiert.

2.4.5 Kohlendioxid-Spaltung

Die drohende Veränderung des Weltklimas ist u. a. auf die Anreicherung der Atmosphäre mit CO_2 zurückzuführen. Ein Ansatz dem entgegenzuwirken ist die chemische Umwandlung von CO_2 in andere nicht treibhausfördernde Stoffe. Das Problem dabei ist, dass Energie notwendig ist, um es umzuwandeln. Die benötigte Energie sollte CO_2 -frei sein, um die CO_2 -Problematik nicht einfach nur zu verschieben. Die Kombination von Solarenergie mit chemischen Reaktionen zur Spaltung von Wasser und Kohlendioxid stellt einen sehr wertvollen Ansatz für die zukünftige Energieversorgung dar, weil diese Technologien in der Lage sind, CO_2 -Emissionen aus anderen Prozessen stofflich zu verwerten und damit den Gesamt- CO_2 -Ausstoß zu reduzieren.

Bei der CO_2 -Spaltung kann der gleiche zweistufige thermochemische Kreisprozess mit Metalloxiden genutzt werden. Diese Reaktion ist vergleichbar mit der zweistufigen thermochemischen Wasserspaltung. Im ersten Schritt, der Oxidation oder der sogenannten CO_2 -Spaltung, wird eines der Sauerstoffatome des Kohlendioxids an ein reduziertes Metalloxid gebunden (vgl. Gleichung 2.50).



Je nach dem verwendeten Metalloxid liegen die Temperaturen für die Spaltung in einem Bereich zwischen 973 K bis 1173 K. Im zweiten Schritt, der Reduktion, wird dann das Sauerstoffatom wieder aus dem Metalloxidgitter abgegeben (vgl. Gleichung 2.51).



Hier liegt die Regenerationstemperatur, vergleichbar der zweistufigen thermochemischen Wasserspaltung mit Metalloxiden, bei einer Temperatur von 1473 K.

3 Versuchsanlage & Versuchskampagnen

Die Versuchsanlage, die zur Validierung des Simulationstools dient, wird auf der PSA in Spanien betrieben. Sie besteht aus dem Heliostatfeld und einem Solarturm, die bereits vor Projektbeginn auf der PSA vorhanden waren. Auf ihr wurden alle notwendigen Anlagenkomponenten rund um das Kernstück, den Wasserstoffproduktionsreaktor, errichtet. Im ersten Unterkapitel (Kapitel 3.1) werden kurz die Einzelkomponenten erläutert. Im zweiten Unterkapitel (Kapitel 3.2) werden dann die thermischen Tests sowie die Wasserstoffproduktionsversuche beschrieben.

3.1 Hardware

Die Hardware besteht aus dem Solarturmsystem (Kapitel 3.1.1), das die Solarstrahlung konzentriert, dem Flussdichtemesssystem (Kapitel 3.1.2), das die zugeführte solare Leistung bestimmt, dem Hydrosol-Reaktor (Kapitel 3.1.3), in dem die chemischen Reaktionen ablaufen und der Peripherie der Anlage inklusive der Messtechnik und Analytik (Kapitel 3.1.4).

3.1.1 SSPS-CRS-Solarturm-System

Ziel des SSPS-Projekts (Small Solar Power Systems) im Rahmenprogramm der Internationalen Energie Agentur war der Vergleich zweier solar-konzentrierender Systeme zur Stromerzeugung. Gegenübergestellt wurden ein Array aus verteilten Parabolrinnen SSPS-DCS (Distributed Collector System) und ein Zentralreceiversystem SSPS-CRS (Central Receiver System). Dazu wurde 1981 die SSPS-CRS-Anlage, bestehend aus einem Heliostatfeld und einem Solarturm, gebaut und in Betrieb genommen. Heute wird sie als Versuchsanlage für kleine Receiver in einem Leistungsbereich typischerweise zwischen 100 und 350 kW_{th} betrieben^[71].

3.1.1.1 Solarturm



Abbildung 3.1: Hydrosol-Pilotanlage im Betrieb auf dem CRS Turm, PSA, Spanien

Der SSPS-CRS-Turm hat eine Gesamthöhe von 43 m und besteht aus einem Stahlgerüst. Es sind zwei Ebenen vorhanden, eine an der Spitze des Turms, auf der in der Vergangenheit volumetrische Luftrezeiver erprobt wurden, und eine auf 26 m Höhe, um neue Receiver für chemische Applikationen zu testen. Auf der unteren Ebene ist der Reaktor für die Wasserstoffherzeugung installiert.

Zwischen der unteren und der oberen Ebene ist an der dem Feld zugewandten Seite eine weiße Fläche mit Lambert'schen Eigenschaften montiert, um das Abbild einzelner Heliostaten sichtbar zu machen und um anhand des Vergleichs zwischen Positionsgeber-Istwert, Heliostatabbild und Position-Sollwert evtl. Zielpunktkorrekturen des Nachführsystems durchführen zu können (siehe Abbildung 3.1)^[72].

3.1.1.2 Heliostatfeld

Das Heliostatfeld besteht aus 93 Heliostaten vom Typ Martin Marietta der ersten Generation. Jeder Heliostat besitzt zwölf $3,3 \text{ m}^2$ Spiegelfacetten. Diese bestehen aus 3 mm dünnem, eisenarmen Spiegelglas. Jeder Heliostat hat somit eine Gesamtspiegelfläche von $39,6 \text{ m}^2$ (siehe Abbildung 3.2).



Abbildung 3.2: Martin-Marietta-Heliostat des SSPS-Heliostatfelds, PSA, Spanien

Die mittlere Reflektivität der Spiegelfacetten beträgt 92 %. Die Heliostaten arbeiten autonom, d.h. sie sind mit einem Photovoltaikmodul und einem Energiespeicher ausgestattet. Mit dieser Energieversorgung werden der Azimuth-/Elevationsantrieb und die Regelelektronik gespeist. Der Nachführfehler der beiden Antriebe beträgt 1,2 mrad. Um komplett auf eine Kabelverlegung im Heliostatfeld verzichten zu können, wurde auch die Datenkommunikation mit dem Kontrollsystem drahtlos via Funkmodem realisiert. Das komplette Heliostatfeld besitzt eine Spiegelfläche von 3683 m^2 und kann damit unter typischen Bedingungen ($\text{DNI}=950 \text{ W/m}^2$) eine thermische Leistung von 2,7 MW mit einer maximalen Flussdichte von $2,5 \text{ MW/m}^2$ erzeugen^[73].

Die Heliostaten sind in Reihen in einem Nordfeld um den Turm angeordnet. Die Steigung des Feldes in Süd-Nord-Richtung beträgt 3,5 m und ist nicht achssymmetrisch über die Nord-Süd-Achse verteilt (siehe Abbildung 3.3). Da die Spiegelfacetten zu einem Paraboloid geformt (gecantet) sind, konzentrieren die Heliostaten das Sonnenlicht. Die Fokallänge jedes Heliostaten ist angepasst an die Entfernung der Reihe

bis zum Zentrum des Turms. Bei diesem Heliostatfeld sind die Heliostaten in zwölf Reihen (59 m, 67 m, 77 m, 89 m 97 m 104 m 113 m 122 m, 133 m, 143 m, 156 m und 169 m) mit fünf unterschiedlichen Fokallängen (67 m, 95 m, 115 m, 136 m und 162 m) unterteilt (siehe Abbildung 3.4). Die Reihen 1 bis 3 wurden mit der Fokallänge 67 m gecantet, die Reihen 4 bis 6 besitzen eine Fokallänge von 95 m und dann teilen sich jeweils zwei Reihen eine Fokallänge.

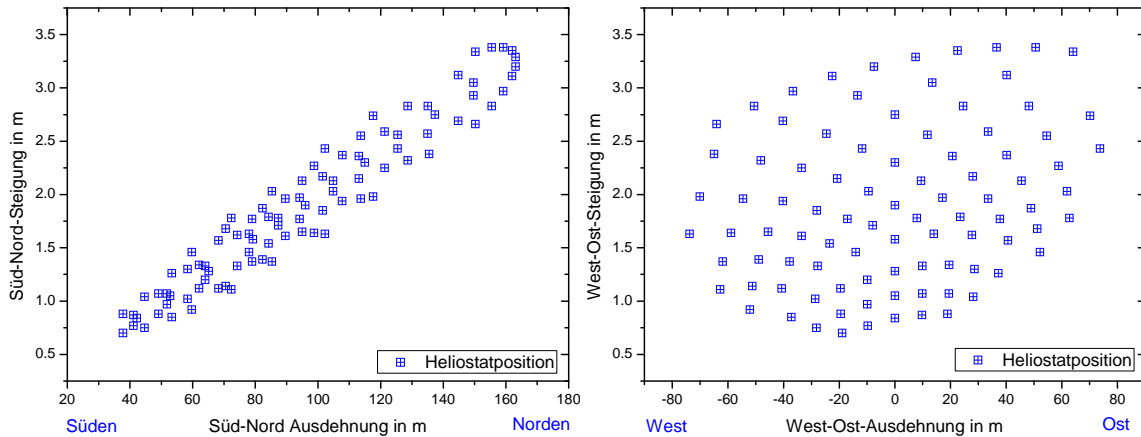


Abbildung 3.3: Heliostatfeld-Steigung in Süd-Nord- (links) und West-Ost-Richtung (rechts)

Der zweistufige thermochemische Kreisprozess weist bei seinen beiden Prozessschritten zwei unterschiedliche Betriebstemperaturen auf. Weiterhin muss die Versuchsanlage morgens und abends an- und abgefahren werden. Es treten außerdem wetterbedingte Fluktuationen in der Einstrahlung auf. Um dies alles zu kompensieren und um den Betrieb geeignet zu regeln, wird das Heliostatfeld in mehrere Gruppen aufgeteilt (siehe Abbildung 3.4). Eine bestimmte Anzahl an Spiegeln dient auf beiden Seiten dem Erzeugen der Temperatur von 1073 K - 1273 K bei der die Wasserspaltung stattfindet. Die Ausrichtung eines zusätzlichen Teils der Heliostaten dient dazu das für die Regeneration notwendige höhere Temperaturniveau von 1473 K – 1523 K zu erreichen. Des Weiteren gibt es eine Anzahl an Spiegeln, die den Aufheizevorgang beschleunigen und zusätzlich auf das Modul, das sich im Regenerationsschritt befindet, gelenkt werden, jedoch nur solange, bis die gewünschte Soll-Temperatur erreicht wird. Danach werden diese Spiegel wieder aus dem Fokus in die Standbyposition östlich des Turmes gedreht, da zum Halten der Temperatur eine geringere Anzahl an Spiegeln erforderlich ist^[74].

$$\eta_{\text{Helio}} = \cos \theta$$

Gleichung 3.1

Durch die unterschiedlichen Einfallswinkel der Sonne auf die Spiegel kommt es zu Kosinusverlusten, da die vom Heliostaten reflektierte Solarstrahlung proportional zum Kosinus des Winkels zwischen den Spiegelnormalen und der Richtung der einfallenden Direktstrahlung ist (vgl. Gleichung 3.1). Die Heliostaten aller Gruppen sind daher über die Ost-West-Richtung für beide Module gleichverteilt, um somit

die Kosinusverluste morgens und abends möglichst zu kompensieren und für beide Module gleich zu halten^[75].

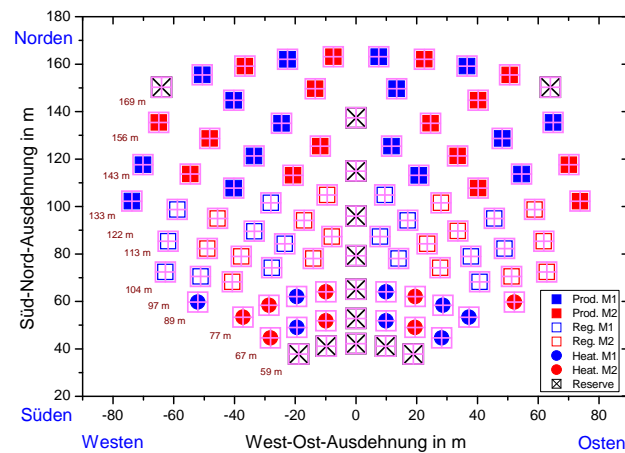


Abbildung 3.4: Heliostatfeld-Aufteilung der Hydrosol Pilotanlage

3.1.2 Flusssdichtemesssystem

Zur Flusssdichtemessung wurde das indirekte Messsystem ProHeRMeS (Programmable Heliostat and Receiver Measurement System), das das Kamera-Target-Verfahren verwendet, zur Messung von konzentrierter Solarstrahlung bis zu 1000 kW/m^2 eingesetzt^[76]. Bei diesem Verfahren wird ein weiß beschichtetes ungekühltes Schwenk-Target durch den Strahlengang möglichst nah vor den Reaktormodulen geschwenkt. Die weiße Beschichtung des Targets hat Lambert'sche Eigenschaften, d. h. die Intensität der von einem Flächenelement dA ausgesandte Strahlung ist in jede Richtung des Raumes gleich groß, die Dichte dagegen nimmt proportional zum Kosinus des Winkels zur Flächen-Normalen ab. Das Schwenken des Targets wird mit einer CCD-Kamera mit Einzelbildern aufgenommen und nachher dann mit kommerzieller Software zu einem Gesamtbild zusammengefasst (siehe Abbildung 3.5), in dieser Aufnahme haben beide Reaktormodule die gleiche Temperatur und daher eine ähnliche Flusssdichte.

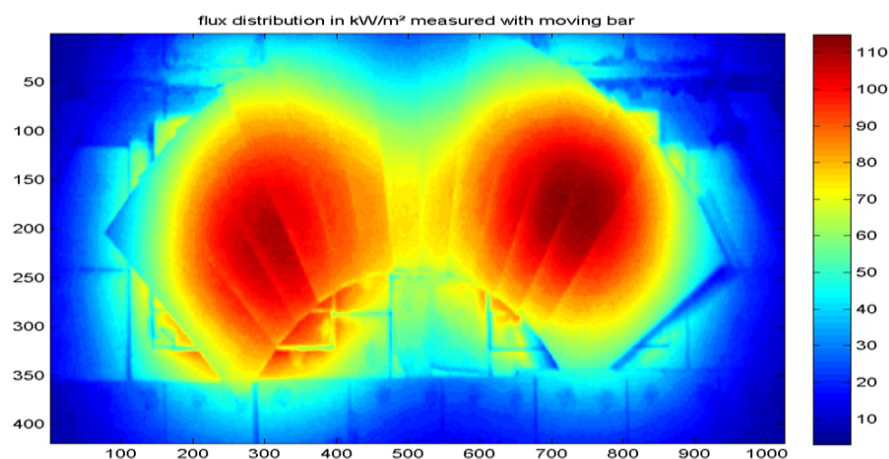


Abbildung 3.5: Gesamtbild der Flusssdichtemessung mit der Kamera-Target Messmethode

Dieses Gesamtbild wird aus einer Matrix von Bild-Pixeln erstellt. Die Anzahl ist abhängig von der verwendeten Kamera, und den jeweils zugeordneten Grauwerten, die die relative Flussdichte vor der Rezei- verebene wiedergeben. Die Kalibrierung erfolgt mit einem Radiometer, welches am Schwenk-Target befestigt ist und mit einer Datenerfassung zur Aufnahme des Mess-Signals verbunden ist. Mit diesem werden verschiedene Flussdichten erfasst und die ermittelten Werte den benachbarten Pixeln auf dem Schwenk-Target zugeordnet. Aus diesen Werten wird die Kalibrierfunktion ermittelt (siehe Abbildung 3.6)^[77].

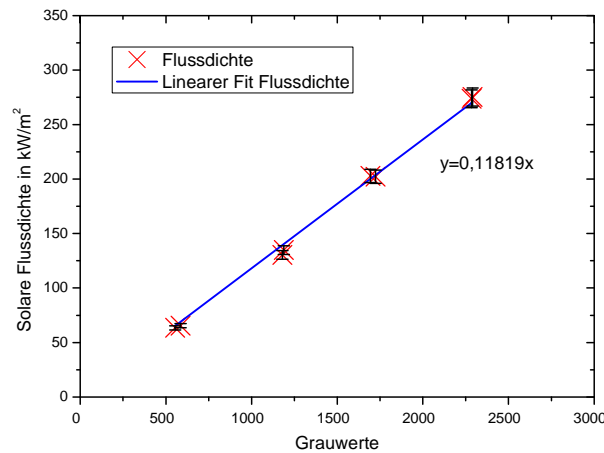


Abbildung 3.6: Radiometer-Kalibrations-Funktion der Flußdichtemessung

Anhand der Grauwerte-Tabelle und der Kalibrierfunktion kann dann die absolute Flussdichte berechnet werden.

3.1.3 Hydrosol-Reaktor

Das Grundkonzept des Reaktors für die Solarturmanlage wurde von dem Kleinreaktor, der im Sonnenofen des DLR in Köln erfolgreich getestet wurde, übernommen und entsprechend hochskaliert. Der Hydrosol-Reaktor besteht aus zwei Modulen, um eine quasi kontinuierliche Wasserstoffproduktion zu gewährleisten. Während das eine Modul Wasserstoff produziert, wird im anderen Modul das Metalloxid unter Stickstoffatmosphäre regeneriert. Nach Erreichen eines ausreichenden Umsetzungsgrads des Metalloxids im Wasserstoffproduktionsschritt wird dann in den Regenerationsmodus gewechselt.

Auf der Schnittzeichnung in Abbildung 3.8 sind beide Reaktormodule zu sehen. Die Eduktgase werden an vier Stellen in den Reaktor geleitet, um eine möglichst homogene Einstromung zu gewährleisten. Die Gase werden von der Reaktorrückseite kommend außen um die Hauptkammer geleitet. Dadurch wirkt der Einlass gleichzeitig noch als Wärmeübertrager und erhöht den Wirkungsgrad, da ein Großteil der Energie an das einströmende Fluid und nicht an die Umgebung übertragen wird. Danach strömen die Eduktgase an der Quarzglasscheibe entlang, kühlen diese und treten dann in die Hauptkammer ein. Die Quarzglasscheiben sind in einem Rahmen montiert, der mit einer Wasserkühlung versehen wurde, um die Wärme-

ausdehnung des Metalls, welche viel höher als die des Quarzglases ist, möglichst gering zu halten. Durch die Quarzglasscheiben tritt die konzentrierte Solarstrahlung in die beiden Module ein.

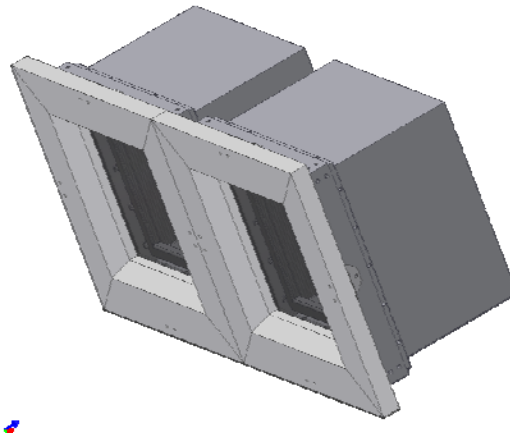


Abbildung 3.7: 3D-Reaktor-Design-Zeichnung mit zwei Hydrosol-Reaktor-Modulen

In der Hauptkammer sind neun Parallelkanalmonolithe als Kuppeldom angeordnet, um zum einen die Geometrie des Absorbers an die zu erwartende Flussdichteverteilung anzunähern und um zum anderen eine Halterung ohne zusätzliche Trägerstruktur zu realisieren. Die Parallelkanalmonolithe haben eine Abmessung von 146 x 146 mm und besitzen rund 3000 Kanäle mit einer Länge von 50 mm und sind an den Kanalwänden mit dem Metalloxid, das für die Wasserspaltung benötigt wird, beschichtet. Der Wasserdampf strömt im Spaltungsschritt bei einer Temperatur zwischen 1073 K und 1173 K durch diese beschichteten Kanäle, reagiert mit dem Metalloxid und gibt Sauerstoff an das Metalloxidgitter ab. Im darauffolgenden Regenerationsschritt wird bei ca. 1473 K der Sauerstoff infolge von Energiezufuhr in einer Stickstoff-Atmosphäre wieder freigesetzt und aus dem Reaktor gespült. Die beiden Reaktormodule sind in einem Abstand von einem Meter angeordnet und befinden sich auf einem Rollgestell, um sie zu Wartungs- oder Reparaturzwecken leichter zugänglich zu machen^[75].

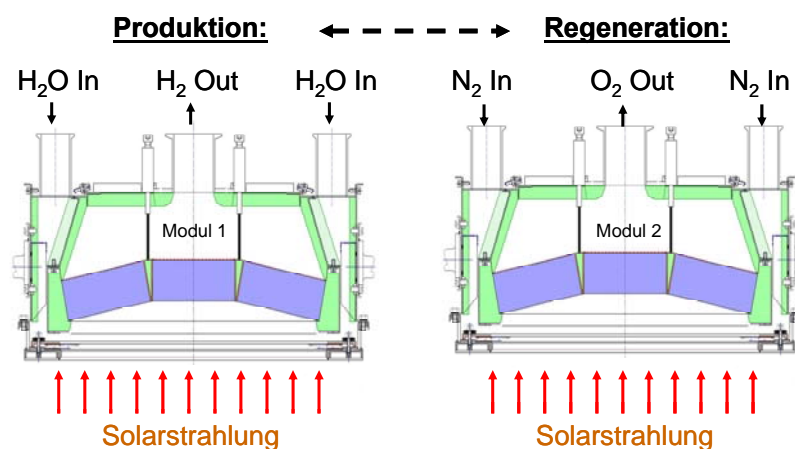


Abbildung 3.8: Schnittzeichnung der beiden Hydrosol-Reaktor-Module

3.1.4 Peripherie

Das Flussdiagramm der Peripherie und der Reaktoren ist auf Abbildung 3.9 zu sehen. Die Peripherie ist an verschiedenen Stellen der Versuchsanlage angeordnet. Am Fuß des Turmes befindet sich das Stickstofflager in Form von Druckflaschenbündeln. Der Stickstoff wird über Rohrleitungen zur Versuchsebene des Turmes geleitet und der Druck dieser Bündel wird kontinuierlich vom Kontrollsystem überwacht. Für thermische Tests kann ein Kompressor, der auch am Fuß des Turms angeordnet ist, Druckluft zur Verfügung stellen, die dann anstatt des Stickstoffs zur Versuchsebene geleitet wird. Der Wasserspeicher für das für die Verdampfung notwendige Speisewasser ist über der Ebene, auf der sich der Reaktor befindet, montiert. Somit kann das Wasser durch seine Schwerkraft zum Dampferzeuger gelangen, was Pumpen einspart. Der Wasserstand wird hier mittels Füllstandsensoren kontinuierlich überwacht. Auf dem Rollgestell, auf dem sich die Reaktoren befinden ist hinten, mit dem zusätzlichen Effekt eines Gegengewichts, der Dampferzeuger mit der dazugehörigen Dampfmassenstromregelung installiert. In diesem Versuchsreaktor wird der Wasserdampf noch mit dem Trägergas Stickstoff gemischt. Bei einer künftigen kommerziellen Nutzung dieser Technologie wird das nicht mehr der Fall sein. Alle Rohrleitungen, die Wasserdampf führen, werden beheizt, um eine Kondensation des Wasserdampfs zu verhindern und um die Vorheiztemperatur als weiteren Regelparameter nutzen zu können. Mit zwei Magnetventilen kann Stickstoff für die Regeneration in das eine Modul und ein Stickstoff/Wasserdampfgemisch für die Wasserstoffproduktion in das andere Modul geleitet werden. Die Ventile sorgen auch für ein Umschalten zwischen den Betriebsmodi, wenn die Teilschritte abgeschlossen sind.

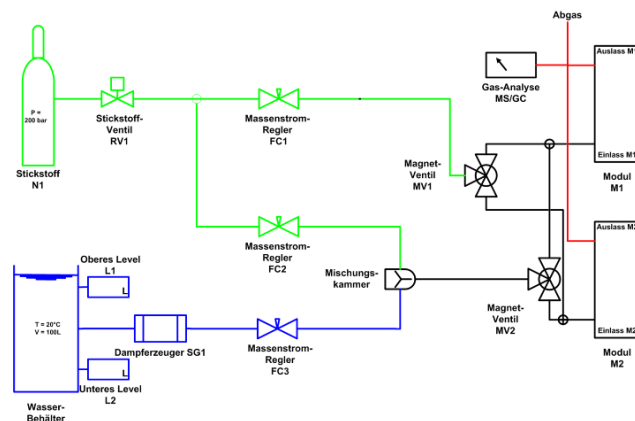


Abbildung 3.9: Flowsheet der Reaktor-Peripherie der Hydrosol-Anlage

An vielen Stellen der Peripherie und des Leitungssystems werden die Temperaturen und die Drücke überwacht. Im Reaktor werden die Temperatur der Parallelkanalmonolithe, die Zulauftemperaturen, die Abgastemperaturen und die Gehäusetemperaturen gemessen. Die Temperaturmessung sowohl im Reaktor als auch in der Peripherie erfolgt mit Thermoelementen vom Typ K der Klasse 1 nach der DIN-Norm 60584^[78].

Als Prozess-Kontrollsystem wurde eine speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) verwendet. Alle Aktoren, Sensoren und externe Peripherie wurden mit analogen und digitalen Ausgängen bzw. Eingängen

angesteuert bzw. erfasst. Die Verbindung zum Kontrollraum am Fuß des Turms wurde durch eine Ethernet-Leitung realisiert. Zur Visualisierung, Datenerfassung, Steuerung und Regelung wurde die Software Labview[®] der Firma National Instruments[™] verwendet. Diese wird auch zur Modellbildung und Simulation im weiteren Verlauf der Arbeit verwendet. Somit besteht auch die Möglichkeit Steuerung und Simulation zu koppeln (Software in the Loop)^[75].

Zur Gasanalyse werden zwei verschiedene Systeme verwendet. Zum einen wird ein Massenspektrometer zur kontinuierlichen Überwachung der Wasserstoffkonzentration eingesetzt und zum anderen zur Validierung dieser Messwerte ein Gas-Chromatograph genutzt. Beiden Systemen ist ein Messgaskühler mit einer Fördereinheit vorgelagert, um den restlichen Wasserdampf aus dem Messgas zu entfernen, der die Messungen verfälschen und stören würde.

3.2 Durchführung von Versuchen

3.2.1 Thermische Tests

Nach der Installation des Reaktors und der Peripherie wurde der Strahlungsschutz an der Frontseite des Turmes montiert. Dieser Strahlungsschutz besteht aus Al_2O_3 -Platten, die mit einer Dicke von ca. 100 mm mit dem Turm verschraubt wurden und somit eine Überhitzung der Stahlträgerstruktur des Turmes verhindern.

Für die thermischen Tests wurde statt Stickstoff für den Regenerationsschritt und statt des Wasserdampf/Stickstoff-Gemisch für den Wasserspaltschritt jeweils Druckluft verwendet, um die Kosten für die Betriebsmittel zu reduzieren. Da Stickstoff und Luft ähnliche Eigenschaften haben, wurde angenommen, dass die Ergebnisse der thermischen Tests repräsentativ sind.

Die thermischen Tests teilten sich auf in:

1. Langsames Aufheizen und Abkühlen beider Reaktormodule
2. Test mit den benötigten Betriebsparametern für einen Tag
3. Test mit Zykluswechsel und verschiedener Zyklendauer

Das langsame Aufheizen und spätere Abkühlen wurde über mehrere Tage getestet. Zuerst wurden beide Module mit einigen wenigen Heliostaten auf rund 573 K aufgeheizt und danach durch schrittweise Defokussierung der Heliostaten langsam wieder abgekühlt. Dann folgte die gleiche Prozedur bei einer Betriebstemperatur von rund 873 K. In diesem Fall wurden am Ende der Aufheizperiode alle Heliostaten gemeinsam defokussiert, um eine Notabschaltung zu simulieren. Bei der Analyse dieses Tests wurden keine Probleme festgestellt. Folglich wurden die folgenden Tests auch mit der „Notabschaltung“, d. h. dem gleichzeitigen Defokussieren aller Heliostaten beendet. Danach wurde die Betriebstemperatur schrittweise erhöht bis dann beim letzten Test die Regenerationstemperatur von 1473 K erreicht wurde. Während aller Tests wurden nicht nur die Absorbertemperaturen überwacht, sondern auch die Temperaturen der Gehäuse, der Einlasskanäle, der Abgasstrecke, der Kühlrahmen und der Quarzfenster. Es wurden keine Probleme festgestellt, so dass die nächsten Schritte eingeleitet werden konnten.

Die ersten Tests und ihre Versuchsauswertungen ergaben, dass der Reaktor sowohl den Temperaturen, die für beide Prozessschritte notwendig sind, als auch den Temperaturgradienten beim Aufheizen und Abkühlen standhält. Für diese Betriebszustände wurden die benötigten Betriebsparameter ermittelt.

3.2.1.1 Leistungsmessung bei Betriebstemperaturen

Der erste wichtige Parameter ist die benötigte Leistung für beide Prozessschritte, d.h. die Leistung, die bei einer Temperatur von 1073 K und von 1473 K in jeweils ein Modul eingestrahlt wird. Die Temperaturen können natürlich nur innerhalb einer gewissen Schwankungsbreite um diesen Level gehalten werden, da die Leistung der Heliostaten diskret und nicht stetig zu- und abgeschaltet (fokussiert und defokussiert) werden kann und die DNI geringen Schwankungen im Tagesverlauf unterliegt. Daher wurde ein Toleranzbereich für die Prozesstemperaturen von ± 50 K um den Sollwert festgelegt.

Um die benötigte Leistung zu messen wurde an einem Testtag ein Modul auf 1473 K und ein Modul auf 1123 K erhitzt. Das Hochfahren der Anlage wurde derart gestaltet, dass pro Minute jeweils weitere vier Heliostaten „zugeschaltet“ wurden. Dieser Wert hatte sich als praktikabel erwiesen, da bei der manuellen Steuerung des Heliostatfeldes Gruppen von jeweils vier Heliostaten definiert werden können und somit nicht jeder Heliostat einzeln angesteuert werden musste. Aufgrund der aktuellen manuellen Steuerung des Heliostatfeldes wäre letzteres impraktikabel gewesen. Nach Erreichen der beiden Prozesstemperaturen wurden diese über den kompletten Tag durch Fokussieren und Defokussieren einzelner oder mehrerer Heliostaten weitestgehend konstant gehalten, was in Abbildung 3.10 zu sehen ist.

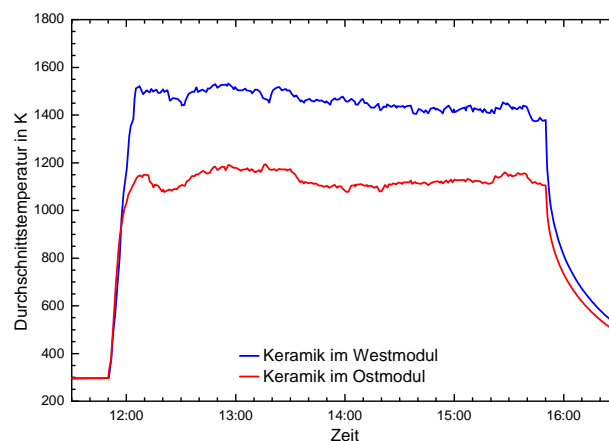


Abbildung 3.10: Durchschnitts-Keramik-Temperaturen im West- und Ostmodul

Während des ganzen Tages wurden mit dem Flussdichte-Messsystem halbstündlich Aufnahmen des kompletten Receivers gemacht und die Leistung pro Modul ausgewertet (siehe Abbildung 3.11). Daraus ergab sich bei einer durchschnittlichen solaren Direktstrahlung von 865 W/m^2 , dass für eine Spalttemperatur von 1123 K rund 22 kW und für die Re regenerationstemperatur von 1473 K rund 45 kW pro Modul benötigt werden.

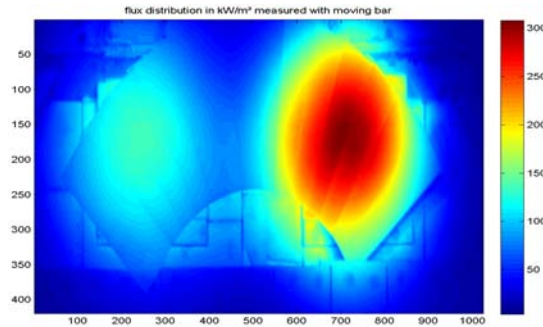


Abbildung 3.11: Flussdichteverteilung auf dem kompletten Receiver

Auf Abbildung 3.11 ist der Unterschied in der Flussdichte der beiden Module, die zwei unterschiedliche Flussdichte- und Temperaturniveaus haben, zu sehen.

3.2.1.2 Temperaturverteilung auf einem Modul

Wichtig für das Erzielen der gewünschten Umsätze an Wasserstoff in allen beschichteten Monolithen ist eine gleichmäßige Flussdichteverteilung. Nimmt man eine homogene Verteilung des Druckverlusts und der Absorption über den gesamten Absorber an, resultiert daraus annähernd eine gleichmäßige Temperaturverteilung über die komplette Absorberoberfläche. Der Druckverlust wurde vorher im Labor bei Raumtemperatur gemessen: der Druckverlust war insgesamt sehr gering und seine Verteilung war über die komplette Struktur sehr homogen. Aufgrund des sehr geringen Strömungswiderstands und der relativ kleinen Massenströme wurde die Annahme getroffen, dass die Homogenität der Verteilung auch bei erhöhten Temperaturen gegeben ist. Die Temperatur in den Monolithen wurde jeweils in einem zentralen Kanal 5 mm hinter der bestrahlten Oberfläche durch Positionierung jeweils eines Thermoelements an dieser Stelle gemessen. Dies wurde für jeden der neun Monolithen, die pro Modul verbaut sind, durchgeführt. Für eine höher aufgelöste Bestimmung der Temperaturverteilung auf den Absorber ist die Anzahl der Temperaturmessstellen zu gering.

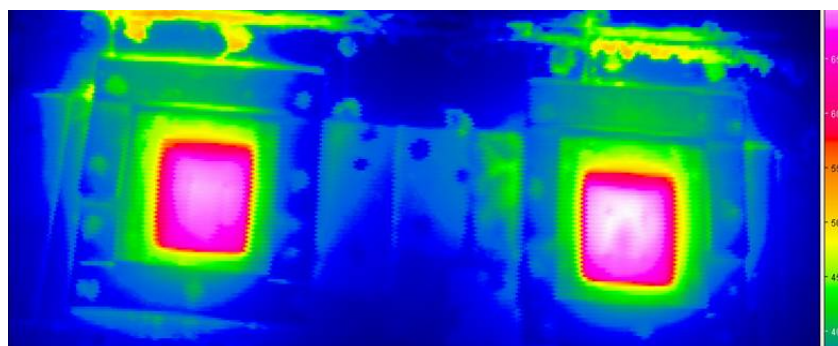


Abbildung 3.12: Temperaturmessung auf dem Receiver mit einer Thermokamera

Eine gängige Lösung zur Bestimmung der Temperaturverteilung ist die Beobachtung der Absorberstruktur aus Richtung der einfallenden Solarstrahlung mittels einer Thermokamera. In Abbildung 3.12 ist ein

Thermokamerabild des kompletten Hydrosol-Receivers zu sehen, als beide Reaktoren eine Temperatur von rund 1123 K besitzen. Allerdings ist zu beachten, dass die gerichtet reflektierte Solarstrahlung das Messergebnis verfälschen kann.

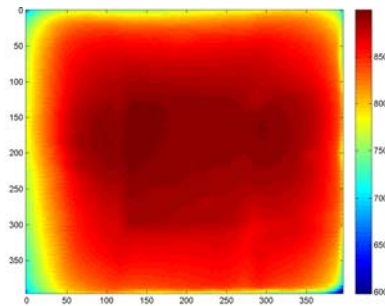


Abbildung 3.13: Thermokamerabild des Ostmoduls mit einer Skala in °C

Am DLR wurde daher ein Messverfahren entwickelt, das diesen Fehler reduziert. Es wird ausgenutzt, die Messung in Spektralbereichen atmosphärischer Absorptionsbanden durchzuführen, in denen das Solarpektrum Lücken aufweist. Dies bietet die Möglichkeit, den Einfluss der störenden reflektierten Solarstrahlung zu vermeiden. In dem durch den Transmissionsbereich der Quarzglasabdeckungen eingeschränkten spektralen Messbereich wurde in dem Wasser-Absorptionsband bei $2,7\text{ }\mu\text{m}$ ein spektraler Messbereich gefunden, in dem die solare Strahlung ausreichend für eine solarblinde pyrometrische Temperaturmessung unterdrückt wird. Der gewählte spektrale Filter ($\lambda_{\text{ZW}}=2,63\text{ }\mu\text{m}$, $\Delta\lambda_{\text{FW}}=0,06\text{ }\mu\text{m}$) ermöglicht eine solarblinde pyrometrische Temperaturmessung durch das Quarzglas des Receivermoduls hindurch. Des Weiteren wurden in der Arbeit Korrekturen für die Absorption der Atmosphäre durchgeführt^[79].

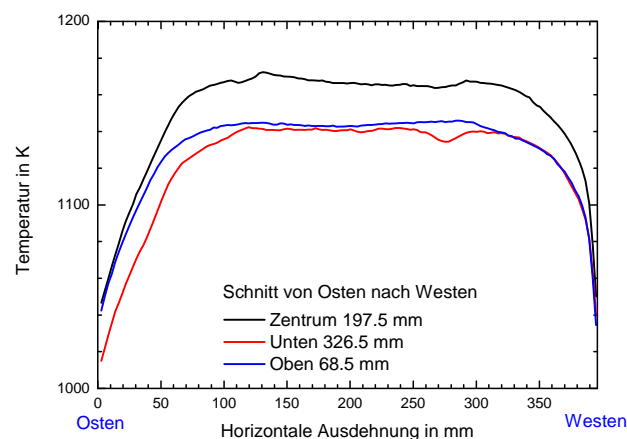


Abbildung 3.14: Horizontale Temperaturverteilung der Keramik eines Moduls

Um das Messverfahren bei dem beschriebenen Projekt durchführen zu können, wurde in der Ebene des Turmes, die unter dem Receiver liegt, ein Ausleger-Arm mit einem verfahrbaren Schlitten installiert (siehe Abbildung 3.1). Dieser Schlitten kann aus dem Turm heraus bis schräg unterhalb vor den Receiver gefahren werden, so dass er keiner konzentrierten Solarstrahlung ausgesetzt ist. Auf diesem Schlitten

kann dann die Thermokamera auf einem fernsteuerbaren Schwenk-Neige-Kopf installiert werden. Somit können einerseits der komplette Receiver als auch andererseits beide Module jeweils einzeln beobachtet werden. Für die atmosphärischen Korrekturen konnten die Umgebungstemperatur, der Umgebungsdruck und die relative Luftfeuchtigkeit zwischen Kamera und Receiver erfasst werden.

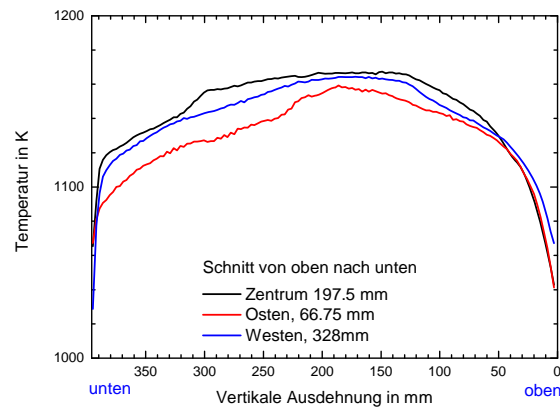


Abbildung 3.15: Vertikale Temperaturverteilung der Keramik eines Moduls

In Abbildung 3.14 ist die horizontale Temperaturverteilung und in Abbildung 3.15 die vertikale Temperaturverteilung über ein Modul zu sehen. In beiden Fällen wurden drei Linien über das Thermokamerabild gelegt und die Temperaturen ermittelt, die Abweichung zwischen Maximal- und Minimaltemperatur lagen bei rund $\pm 5\%$. Das lag in dem Bereich, in dem auch die Durchschnitts-Temperatur schwanken darf, und wurde daher als akzeptabel betrachtet.

3.2.1.3 Zykluswechsel

Schließlich wurde die Durchführung des Wechsels der für die beiden Halbzyklen notwendigen Temperaturen, Spaltung bei 1073 K und Regeneration bei 1473 K, bei den beiden Modulen getestet.

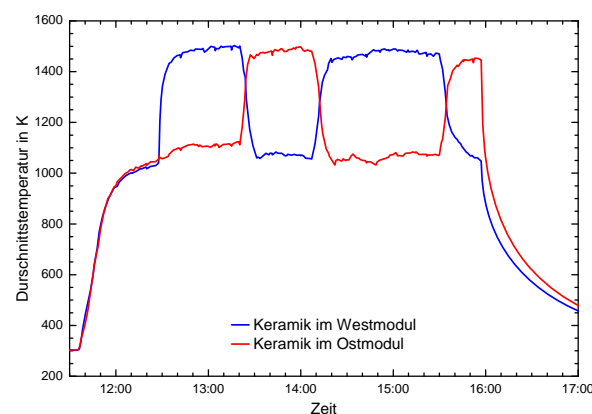


Abbildung 3.16: Durchschnitts-Keramik-Temperatur bei Zykluswechsel

Als erstes wurde eine Zyklusdauer von einer halben Stunde realisiert, da sich diese Zykluszeit für beide Halbzyklen auch im Sonnenofen des DLR in Köln als praktikabel herausgestellt hatte. Bei den Vorversu-

chen stellte sich heraus, dass nach einer halben Stunde Reaktionszeit kein nennenswerter Umsatz mehr festgestellt werden konnte und zu dem Zeitpunkt dann in den jeweils anderen Betriebszustand umgeschaltet werden musste. In Parameterstudien wurden auch noch längere Zykluszeiten von bis zu einer Stunde getestet, was die Umschaltzeiten über einen Testtag betrachtet verringert und die Reaktionszeit auf den entsprechenden Temperaturniveau natürlich verlängert. Auch kürzere Zykluszeiten von bis zu fünfzehn Minuten wurden durchgeführt, stellten sich aber nicht als praktikabel heraus (vgl. Abbildung 3.16).

3.2.2 Wasserstoffproduktion

Nach Abschluss der thermischen Tests wurde die Anlage von Druckluft auf Stickstoff umgerüstet und der Dampferzeuger mit Dampfmassenstromregelung an das System gekoppelt. Bei den in Abbildung 3.17 dargestellten Tests wurde als Solltemperatur für den Produktionsschritt 1173 K in Folge einer testbedingten Parametervariation festgelegt. An diesem Tag wurde mit dem Westmodul in fünf Zyklen und mit dem Ostmodul in vier Zyklen Wasserstoff produziert.

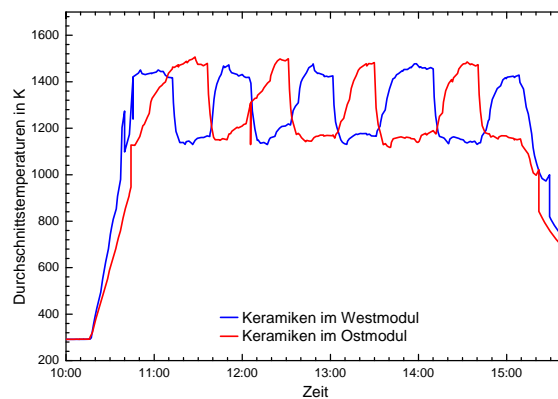


Abbildung 3.17: Durchschnitts-Keramik-Temperatur bei Temperaturwechselzyklen der beiden Module

Während der Laufzeit des Projektes Hydrosol 2 wurden mehrere verschiedene Metalloxide als Beschichtung für die Wabenstrukturen getestet^[80]. Diese Materialuntersuchungen sind aber nicht Gegenstand dieser Arbeit und werden daher hier nicht näher behandelt. Bei den Redox-Materialien besteht nach wie vor noch Entwicklungsbedarf im Hinblick auf ihre Langzeitstabilität und die Wasserstofferzeugungsraten.

In Abbildung 3.18 ist die Konzentration des erzeugten Wasserstoffs in einem Stickstoffstrom von 5 Nm³/h zu sehen. Die erzielten Konzentrationen von bis zu 10 % sind bereits höher als erwartet^[81]. In dem Diagramm ist nur die Wasserstoffproduktion des Westmoduls zu sehen, da zu Beginn der Wasserstofftests noch keine Möglichkeit bestand die Messung zwischen den beiden Abgasströmen hin- und herzuschalten. Dies wurde etwas später im Rahmen nachfolgender Erweiterungen und Umbauarbeiten in das System integriert.

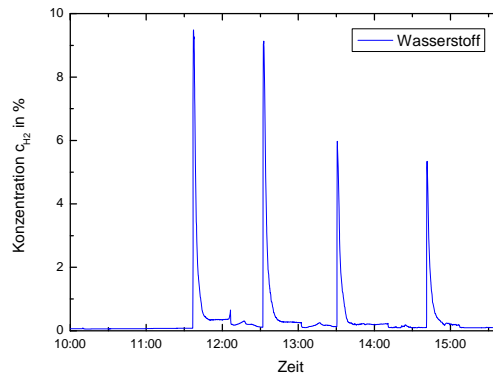


Abbildung 3.18: Wasserstoffkonzentration im Abgas eines Moduls eines Testtages

Im Laufe des weiteren Testbetriebs der Anlage wurden unter Verwendung unterschiedlicher Redox-Materialien diverse Versuchskampagnen durchgeführt. Daneben wurden in Parameterstudien die Zykluszeiten für Produktion und Regeneration unabhängig und abhängig voneinander, die zugeführte Wasserdampfmenge, das Verhältnis von Wasserdampf zu Stickstoff, die Produktions- und Regenerationstemperatur und die Vorheiztemperatur variiert.

Wichtig für die vorliegende Arbeit sind Tests zur Untersuchung der Aufheiz- und Abkühlphasen/-raten, Tests mit Einstrahlfluktuationen (z.B. Störungen durch Wolken) und Tests, die den Tages- oder Jahresverlauf der solaren Direktstrahlung adressieren. Weiterhin wurden verschiedene Konstellationen des Heliostatfeldes ausprobiert. D. h. es wurden beiden Modulen verschiedene Heliostaten aus dem Feld für die jeweiligen Aufgaben zugeordnet und die resultierende Flussdichte- und Temperaturverteilung auf den Modulen bewertet^[51]. Als Ergebnis wurde eine optimierte Partitionierung des Heliostatfeldes ausgearbeitet, die auf einer ausgewogenen Mischung von Heliostaten des Ost- und des Westteils der verschiedenen Reihen beruht, um eine Gleichverteilung der Kosinusverluste über den Tag auf beiden Modulen zu gewährleisten^[10]. Weitere Testtage mit guten Einstrahlungsbedingungen wurden für die Validierung des System- und Regel-Modells dieser Arbeit ausgewählt. An einem besonders geeigneten Tag wurde dokumentiert, in welchem aktuellen Zustand das Heliostatfeld und insbesondere die verwendeten Heliostaten sind. D. h. es wurde erfasst, welche Facetten defekt waren und an welcher Stelle sie sich befanden. Die Reflektivität der Spiegel wurde gemittelt über das ganze Feld bestimmt. Ein zentraler Aspekt der Qualitätsbestimmung der Heliostaten war ihre Vermessung mit der am DLR entwickelten Deflektometrie-Messmethode - dazu mehr in Kapitel 4.2.2.

4 Modellbildung

Als Simulationssoftware zur Modellbildung, Reglerauslegung und für die Parameterstudien wurde die Software Labview[®] von der Firma National Instruments[™], die Software Matlab[®]/Simulink[®] der Firma Mathworks[™] und Visual Studio[®] von Microsoft[™] verwendet.

4.1 Gesamtmodellkonzept

Das Gesamtmodell besteht, wie in Abbildung 4.1 zu sehen ist, aus vier Teilen. Es ist aus drei Teilmodellen und einer zentralen Simulations-Kontrollsoftware (SKS) aufgebaut. Die Kontrollsoftware dient zur Eingabe von Parametern und Daten, zum Datenaustausch zwischen den einzelnen Modellen und zur Ergebnisausgabe. Die drei Teilmodelle sind die Heliostatfeld-Simulation für den Solarteil (Kapitel 4.2), das Temperaturmodell des Reaktors (Kapitel 4.3) und das Reaktionsmodell der chemischen Reaktionen im Reaktor (Kapitel 4.4). Es besteht die Möglichkeit mit jedem der Modelle einzeln zu simulieren oder aber zwei oder alle drei kombiniert rechnen zu lassen, um Rechenzeit bei verschiedenen Teilproblemstellungen einzusparen.

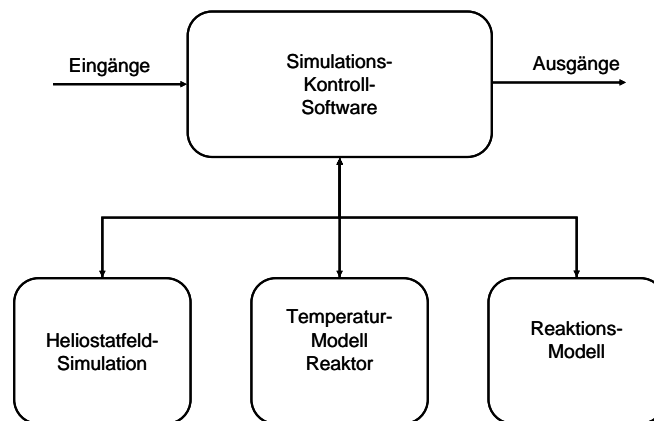


Abbildung 4.1: Schema des Simulationsgesamtkonzepts

Als Eingangsparameter werden dem Simulationsmodell die Solltemperaturen für die Wasserstoffherzeugung und für die Regeneration, die Umgebungstemperatur, die Windbedingungen und die direkte Normalstrahlung (DNI) vorgegeben. Als Simulationsergebnisse gibt das Modell die Gesamtleistung des Receivers und der beiden Module, die Flussdichte des Receivers und der beiden Module, die Azimuth- und Elevationswinkel aller Heliostaten, die Temperaturen an verschiedenen Stellen des Reaktors und die Wasserstoffkonzentrationen in der Produktgas Mischung an (siehe Abbildung 4.2). Das Gesamtmodell kann automatisiert den kompletten Prozess über einen Testtag regeln, so dass im Realfall keine manuelle Steuerung der kommerziellen Anlage durch mehrere Personen nötig wäre.

Hauptteile dieser Arbeit sind die Erstellung des Temperaturmodells und die Erarbeitung einer Betriebs- bzw. Regel-/Steuerstrategie für die Gesamtanlage mit dem Kompletmodell. Die Arbeiten zu den beiden anderen Teilbereichen wurden in dieses Gesamtkonzept integriert. Zu dem Solarteil (Heliostatfeld) wurde eine Schnittstelle geschaffen. Da die zur Wasserstoffproduktion notwendigen Redox-Materialien noch weiter optimiert werden, wurde hier das Modell einer Reaktion, das auf der Basis von Laboruntersuchungen mit Zinkferrit als Redox-Material ermittelt wurde, auf den verwendeten Versuchsreaktor angepasst und in Labview[®] integriert. Das Modell ist so flexibel, dass die Änderung von Materialparametern, die insbesondere die Kinetik betreffen, jederzeit bei Verwendung anderen Materialien oder nach Neuentwicklung von Materialien problemlos angepasst werden können.

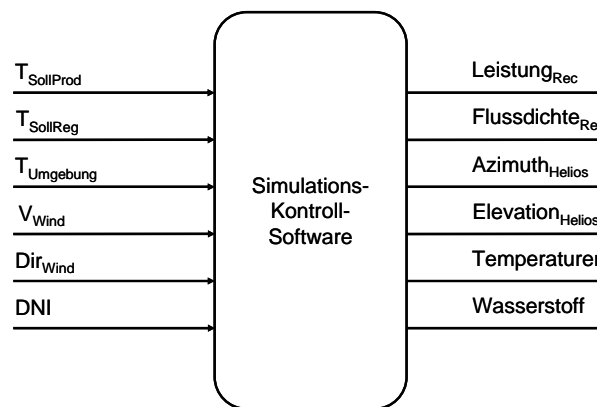


Abbildung 4.2: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) der Simulationssoftware

4.2 Modell des Heliostatfeldes

Das Strahlverfolgungsprogramm STRAL (Solar Tower Raytracing Laboratory) wurde in der objektorientierten Programmiersprache C++ mit der Software Visual Studio[®] von Microsoft[™] im Rahmen der Dissertation von B. Belhomme am DLR in Köln entwickelt^[82].

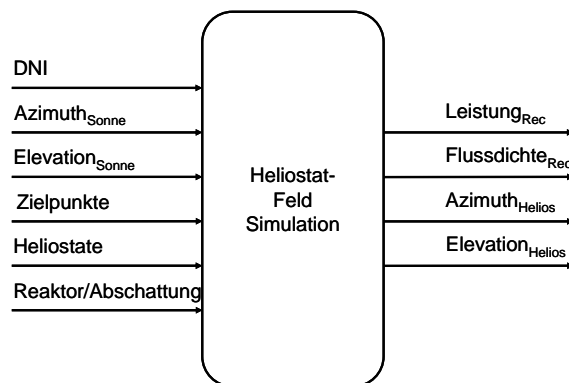


Abbildung 4.3: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) zu STRAL

Für die Integration in diese Arbeit wurde eine TCP/IP-Schnittstelle eingefügt, um zwischen beiden Programmen bzw. Modellen Daten austauschen zu können und um beide Modelle rechenzeit-optimiert auf verschiedenen Rechnern laufen lassen zu können. Als Eingangsparameter erhält STRAL von der SKS die DNI, die Sonnenposition mit dem Azimuth- und dem Elevationswinkel, die festgelegten Zielpunkte, die Heliostatpositionen, ein Heliostatfeldmodell, ein Reaktormodell und ein Abschattungsmodell. Als Ergebnis gibt STRAL die Leistung, Flussdichte und Heliostatwinkel zurück (siehe Abbildung 4.3).

4.2.1 Heliostat

Unterschiedliche Heliostat-Typen können mit ihrer Geometrie im Modell hinterlegt werden, da es verschiedenste Entwicklungen im Bereich der Heliostaten angesichts Größe, Facettenform und -anzahl gibt. Zu Beginn der Arbeit wurde hier ein Heliostat vom Typ Martin Marietta modelliert. Die Modellierung startet mit einer einzelnen Facette in Höhe und Breite, die dann eine Position mit drei Koordinaten am Gesamt-Heliostat erhält. Auf diese Weise wird der Heliostat dann mit den zwölf benötigten Facetten bestückt. Weiterhin kann der Spiegelfehler festgelegt werden. Wichtig ist noch der Achsversatz der Spiegelfläche zum Antriebspylon, da sich dieser Abstand auf die Nachführung (Tracking) des Heliostaten auswirkt. Für die dynamische Modellierung des Gesamtsystems wurden noch die Rotationsgeschwindigkeit in Azimuth- und Elevationsrichtung sowie die entsprechenden Trackingfehler integriert. Diese Werte wurden durch Versuche im Feld ermittelt und als Durchschnittswerte hinterlegt. Für die Validierung des Modells wurden dann einige Heliostaten mit der Deflektometrie-Messmethode vermessen. Dadurch wurde es möglich, die realen Daten inklusive der örtlich aufgelösten Spiegelfehler in das Modell zu übernehmen (siehe hierzu Kapitel 4.2.2).

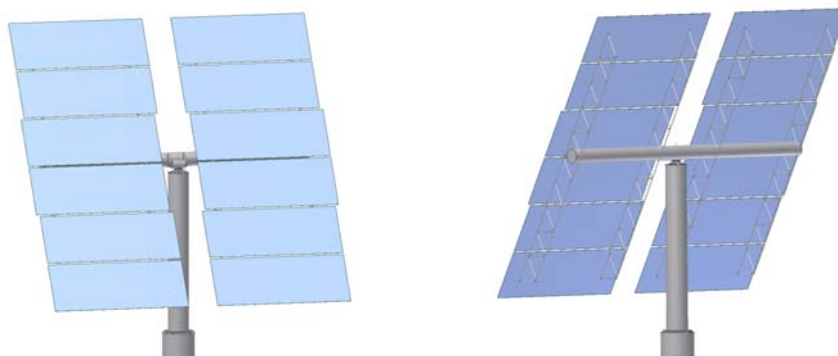


Abbildung 4.4: Modell des Martin Marietta Heliostaten des SSPS-Feldes, PSA Spanien, Front- (links) & Rückseite (rechts)

Die Angabe des Reflektionsgrades wird nicht für einen Spiegel einzeln hinterlegt, sondern wird zentral als Mittelwert für das ganze Feld angegeben. Typische Werte für Reflexionsgrade von Glasspiegelfacetten im gereinigten Zustand liegen im Bereich von 0,87 bis 0,94^[83]. Hier wurden 16 Facetten der 1116 Spiegelfacetten vermessen und als Mittelwert 0.92 verwendet. Das Messen einer so geringen Anzahl

reicht laut einer Studie, die am SSPS-CRS-Heliostatfeld durchgeführt wurde, aus, um einen mittleren statistischen Fehler kleiner 0,3 % nicht zu überschreiten^[84].

4.2.2 Deflektometrie

Zur Qualifizierung und Optimierung von Heliostatfeldern und für das Canting von Facetten können Heliostaten mittels der im DLR entwickelten Deflektometrie-Messmethode vermessen werden. Dazu dient die in der Entwicklung befindliche Raster-Reflexionsmethode, die auf der Bilderkennung von im Heliostat reflektierten definierten Linienmustern und deren Verzerrungen basiert^[85]. Der Messaufbau besteht aus einem Projektor im Feld und einer Kamera auf dem Turm. Auf ein Target (meist am Turm installiert) werden sinusförmige Streifenmuster mit verschiedener Frequenz horizontal und vertikal projiziert. Auf dem Turm ist eine Kamera installiert, die dann nach Ausrichten des Heliostaten das Abbild des Streifenmusters mit ausreichender Auflösung fotografiert. Insgesamt werden fünfzehn in ihrer Frequenz verschiedene Sinuswellenmuster in horizontaler und vertikaler Anordnung abfotografiert (Abbildung 4.5).

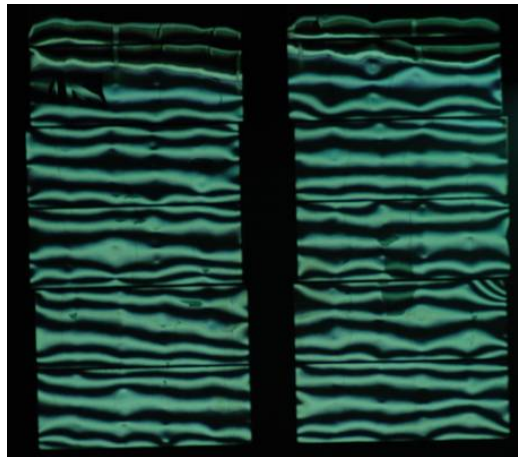


Abbildung 4.5: Deflektometrie-Aufnahme des Martin Marietta Heliostaten des SSPS-Feldes, PSA, Spanien

Derzeit wird eine Auflösung von etwa 1000×1000 Messpunkten pro Heliostat mit einem Messfehler <0.1 mrad erreicht. Gegenüber bisherigen Verfahren (Laser-Scanner, Photogrammetrie^[86]) bietet dieses Verfahren enorme Vorteile in Geschwindigkeit und Handhabung. In Abbildung 4.6 sind die Spiegelfehler eines Heliostaten des SSPS-Feldes in Azimuth- und Elevationsrichtung zu sehen. Neben dieser hochauflösenden Information der lokalen Steigungsfehler werden die individuellen Abweichungen der Facettenbrennweiten, der Facettenausrichtungen (Canting) und der Gesamtbrennweite im Programmablauf automatisch ermittelt^[87]. Die Methode erlaubt es außerdem, ein Heliostatmodell zu erzeugen, dass direkt in die Heliostatfeld-Simulation eingelesen werden kann. Das hat den Vorteil, dass die realen Spiegeldaten hinterlegt werden können. Durch die hochauflösenden Realdaten wird allerdings die Rechenzeit erhöht.

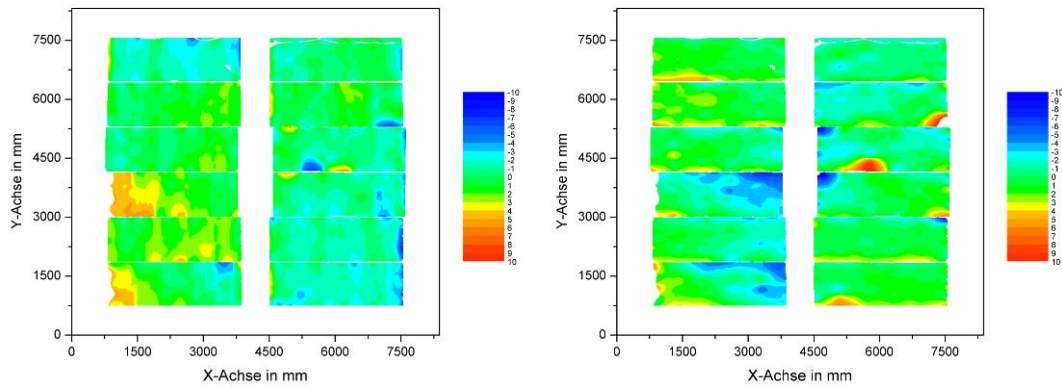


Abbildung 4.6: Abweichung von der Spiegel-Idealforn in mrad in x- (links) und y- (rechts) Richtung Spiegel H35

Allerdings wurde nur ein Heliostat pro Spiegelreihe vermessen und die Annahme getroffen, dass alle Heliostaten der entsprechenden Reihe gleiche oder zumindest ähnliche Eigenschaften haben. Der mittlere Fehler der Leistungssimulation hat sich durch die Integration der Deflektometrie-Vermessung noch einmal von 6,51 % auf 4,34 % reduziert. In Tabelle 4.1 sind die Ergebnisse für den gleichen Heliostaten wie in Abbildung 4.6 aus der dritten Reihe in Tabellenform zu sehen. Die Daten der Heliostaten aus den anderen Reihen sind im Anhang 1 zu finden.

Tabelle 4.1: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H35

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	35	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	40.18	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	502	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	499	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	13.651	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	13.657	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	67000	[mm]
Reale Fokallänge	68878.99	[mm]
Azimutwinkel	0.03	[rad]
Elevationswinkel	-0.48	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.71	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.88	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.71	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.88	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	2.54	[mrad]

4.2.3 Heliostatfeld

Mit den dreidimensionalen Positionskoordinaten des SSPS-Feldes wurde dann das komplette Feld mit allen einzelnen Heliostaten und nicht nur die effektive Spiegelfläche im Modell dargestellt. Somit können auch Abblockung und Abschattung berücksichtigt werden. Abblockung und Abschattung eines Heliostaten sind Tageszeit-, also Sonnenstand-abhängig und abhängig von der Receiverposition (Höhe) und Feld-

konfiguration. Abschattung bedeutet, dass ein Heliostat, der vor einem anderen Heliostat steht, das Sonnenlicht abschattet und somit die bestrahlte Fläche des dahinterliegenden Heliostaten verringert. Abblockung bedeutet, dass der Heliostat, der vor einem anderen Heliostaten positioniert ist, den Strahlengang zwischen dahinter positioniertem Heliostat und Receiver behindert und somit die abgegebene Strahlleistung vermindert. Diese Effekte treten vermehrt in den hinteren Reihen auf. Daher wird diesen Effekten mit einem größeren Reihenabstand im hinteren Teil des Feldes entgegengewirkt.

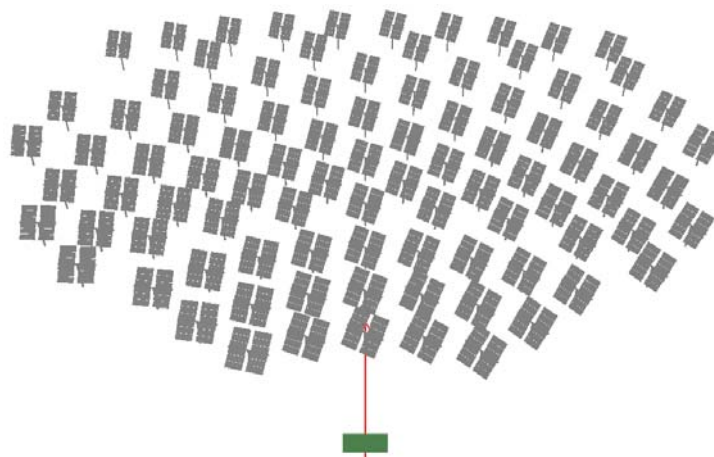


Abbildung 4.7: Modell des SSPS-Feldes, PSA, Spanien

Ein weiterer wichtiger Aspekt ist der Standort des Gesamtsystems, da dieser einen Einfluss auf den zu berechnenden Sonnenstand hat (vgl. Kapitel 2.1.2). Daher sind die Angabe von Längen- und Breitengrad notwendige Eingangsparameter des Modells. Des Weiteren können die atmosphärischen Verluste, die sowohl zwischen Sonne und Heliostat, als auch zwischen Heliostat und Turm in Erscheinung treten, durch die zusätzliche Angabe der Höhe des Systems über Normal Null, des Umgebungsdruckes, der Umgebungstemperatur und der Luftfeuchtigkeit kalkuliert werden (vgl. Kapitel 2.1.1).

4.2.4 Receiver, Sunshape, Zielpunkte und Abschattung

Der Receiver ist im Modell mit den gleichen Parametern abgebildet, wie er sie in der realen Anlage aufweist. Er befindet sich auf einer Höhe von 26 m und hat eine Neigung von 8°. Er hat eine Auswertungsebene von $2,5 \times 5$ m. In dieser sind die beiden Module mit den Abmessungen der Einlass-Apertur von 400×400 mm integriert. Die Auflösung in der Ebene kann je nach Rechenanforderung definiert werden. Es ist somit möglich sowohl die Strahlungsflussdichte und die Leistung des kompletten Receivers, als auch die der beiden einzelnen Module berechnen zu lassen. Das hat den Vorteil, dass bei diesem Versuchsreaktor auch das Spillage berechnet werden kann. Unter Spillage versteht man den Anteil der Strahlung, der auf die ungenutzten Randbereiche des Receivers oder den Strahlungsschutz trifft. Wie in Kapitel 2.1.3 bereits beschrieben wird in dieser Arbeit die Sunshape CRS 5 % genutzt (vgl. Kapitel 2.1.3).

Wie im realen System werden auch im Modell vier Zielpunkte für die Heliostaten verwendet. Zielpunkt eins ist die Mitte des Westmoduls, Zielpunkt zwei ist die Mitte des Ostmoduls, Zielpunkt drei ist die

Standby-Position, die sich rund 10 ° östlich des Turms in einer Höhe von 30 m befindet, und Zielpunkt vier ist die Parkposition des Heliostaten. Sowohl Standby-Position als auch die Parkposition sind wichtig, da sie auch einen Einfluss auf die Abblockung und Abschattung haben.

Um den Schattenwurf des Turmes auch in das Modell einfließen lassen zu können wird zusätzlich zum normalen Abblocken und Abschatten, dass durch die Heliostaten produziert wird, auch ein Abschattungsmodell des Turmes hinterlegt. Dazu wurden im Modell Hüllkörperhierarchien gebildet. Ein dreistufiges Verfahren wurde entwickelt, das sowohl für die Abschattung als auch für die Abblockung von Turm und Heliostaten verwendet wird. Detaillierte Informationen zu dem dreistufigen Modellansatz für das Abblocken und Abschatten sind in Belhomme et al zu finden^[88].

4.2.5 TCP/IP-Schnittstelle

Für den Datenaustausch wurde eine Schnittstelle auf TCP/IP-Basis entwickelt. Das Standard-TCP/IP-Protokoll beinhaltet den Startport, den Zielport, die Sequenznummer, die Bestätigungsnummer, den Daten-Offset, diverse Reservierungen für die Betriebssysteme, die Prüfsumme und die Nutzdaten. Es kann Befehle übertragen, Ergebnisse empfangen und Übertragungsfehler erkennen. Weitere Informationen dazu geben Forouzan et al^[89].

Bei der Datenschnittstelle zwischen den Modellen wird im ISO-Schichten-Modell auf der obersten Ebene gearbeitet, d. h. es wurde im Nutzdatenteil ein eigenes Protokoll entwickelt. Es wird ein Datenblock mit dem jeweiligen Befehl, einer Checksumme und evtl. Nutzdaten gesendet und das Ergebnis wieder empfangen. In Tabelle 4.2 sind einige dieser Funktionen zu sehen.

Tabelle 4.2: STRAL Schnittstellenfunktionen

Funktion
1 ActivateHeliostatFacets
2 AddHeliostat
3 ActivateLogging
4 Activate Transient Tracking
5 CalculateTimeStep
6 ConnectSynchServer
7 Deactivate Transient Tracking
8 GetHeliostatAngles
9 GetReceiverConfiguration
10 GetReceiverPartialResult
11 GetShadingObjectConfiguration
12 GetSimTime
13 LoadHeliostatFile(binp)
14 LoadPrototypeFile(bpro)
15 OpenProjectFile
16 SetAimpointConfiguration
17 SetAimpointCoordinates
18 SetBufferSize
19 SetDNI
20 SetEvalPlane
21 SetFieldView
22 SetHeliostatCoordinates
23 SetMultiplier
24 StartCalculation
25 SetFluxView
26 SetReceiverObjectConfiguration
27 SetShadingObjectConfiguration
28 SetSunPosition
29 StopTracking
30 StartTracking

Somit konnten sowohl Daten vom Heliostatsimulationstool angefordert werden als auch nur reine Befehle zur Steuerung von STRAL erteilt werden. Damit war die Möglichkeit für die Integration in eine dynamische Simulation gegeben.

4.3 Modell des Reaktors

Das Modell des Reaktors wurde zuerst mit der Software Matlab[®]/Simulink[®] erstellt. Um die Modellierungsumgebung möglichst einheitlich zu realisieren und um die Schnittstellen gleichartig gestalten zu können, wurde das Modell nach der anfänglichen erfolgreichen Phase der Validierung in die Simulationsumgebung von Labview[®] überführt und dort weiterentwickelt.

Die Eingangsparameter sind die Solltemperaturen für den Wasserstofferzeugungsschritt und für den Regenerationsschritt, die Umgebungsbedingungen und die auf den Receiver eingestrahlte Leistung. Als Ergebnis erzeugt das Modell die Temperaturen an elf Stellen des Reaktors. Es wurden elf Stellen festgelegt, da dadurch eine ausreichende Genauigkeit gewährleistet wird. In einer Zustandsraumdarstellung ist die Anzahl der Gleichungen nicht festgelegt, eine Erhöhung der Anzahl erhöht jedoch die Genauigkeit des Systems.

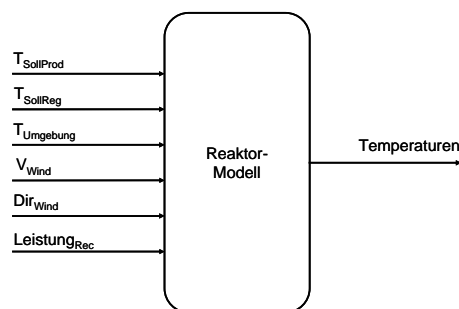


Abbildung 4.8: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) des Reaktormodells

4.3.1 Mathematische Modellbildung

Die mathematische Modellbildung des Reaktors ist in vier unterschiedliche Teile gegliedert. Im nächsten Abschnitt werden die für den Reaktor benötigten Wärmeübergangskoeffizienten und die Stoffwerte ermittelt (Kapitel 4.3.2). Im darauffolgenden Abschnitt werden dann die Wärmeströme an den jeweiligen Stellen im Reaktor mathematisch beschrieben (Kapitel 4.3.3). Dann im letzten Abschnitt wird anhand der Wärmestromgleichungen eine Energiebilanz für die einzelnen Komponenten des Reaktors aufgestellt und diese werden dann in einer Zustandsraumdarstellung zusammengefasst (Kapitel 4.3.4).

4.3.2 Wärmeübergangskoeffizienten & Stoffwerte

In diesem Kapitel werden die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten und die Ermittlung einiger Stoffwerte von den verwendeten Materialien erläutert. In den Folgekapiteln taucht häufig die spezifische Wärmekapazität c_V auf. In den Simulationsrechnungen dieser Arbeit wurde bei Festkörpern diese durch die spezifische Wärmekapazität c_p ersetzt. Bei Festkörpern unterscheiden sich c_p und c_V nur wenig, da die thermische Dehnung und der Kompressionsmodul klein sind. Für viele Materialien war nur die spezifische Wärmekapazität c_p in dem großen Temperaturbereich in der Literatur verfügbar. Anhand der in diesem Kapitel ermittelten Werte können auch die An- und Abfahrprozesse des Systems simuliert werden,

da sie mit den für den vorliegenden Iterationsschritt aktuellen Temperaturen berechnet werden. Hier werden beispielhaft die Stoffwerte für Stickstoff gezeigt, die Diagramme für Wasserdampf befinden sich im Anhang 2.

Wärmeübergangskoeffizient α : Die Wärmeübergangskoeffizienten α werden aus den jeweiligen Nusseltzahlen berechnet. Die Nusseltzahl ist bei erzwungener Konvektion eine Funktion aus Reynoldszahl und Prandtlzahl. Daher werden diese zuerst ermittelt.

Reynoldszahl Re : Die Reynoldszahl Re , nach dem britischen Physiker Osborne Reynolds benannt, ist das Verhältnis vom Impulsstrom als Kraft F_I zur Reibungskraft F_R . Als erstes mussten also die Reynoldszahlen an den entsprechenden Stellen ermittelt werden, um eine Kenntnis darüber zu haben ob die Strömung laminar oder turbulent ist. Die Reynoldszahl Re_D für eine Rohrströmung ist definiert als:

$$Re_d = \frac{u \cdot \rho \cdot d_h}{\eta} \quad \text{Gleichung 4.1}$$

Darin ist u die Geschwindigkeit des strömenden Fluids, ρ die Dichte des Fluids, η dessen dynamische Viskosität und d_h der hydraulische Durchmesser eines Kanals im Beispiel der Keramik. Der hydraulische Durchmesser wird hier verwendet, damit man trotz der nicht kreisrunden Kanalquerschnitte die Berechnungen für kreisrunde Rohre durchführen kann. An anderen Stellen im Reaktor wurde in der Formel der hydraulische Durchmesser durch L , als Länge der überströmten Fläche ersetzt und es ergibt sich dann für die Konvektion an einer ebenen Platte die Reynoldszahl Re_L ^[90]. Die Geschwindigkeit wurde aus dem Volumenstrom und der Fläche der durchströmten Querschnitte berechnet. Die Dichte ρ und die dynamische Viskosität η sind weitere Stoffwerte, die temperaturabhängig benötigt werden.

Dichte ρ eines Gasgemisches: Die Dichte ist das Verhältnis von der Masse eines Körpers zu seinem Volumen oder auch des Massenstroms zum Volumenstrom (siehe Gleichung 4.2). Die Dichte des Fluids (Wasserdampf + Stickstoff) wird als Annäherung, da der Druck im System nahe dem Umgebungsdruck liegt, temperaturabhängig im Bereich von $T_{min}=373$ K bis $T_{max}=1473$ K mit dem idealen Gasgesetz berechnet^[91].

$$\rho = \frac{\dot{m}}{\dot{V}} = \frac{p \cdot M}{R_m \cdot T} \quad \text{Gleichung 4.2}$$

R_m ist die ideale Gaskonstante mit $R_m=8,3145$ J/mol·K, p ist der Umgebungsdruck, der Druck im Reaktor wird als konstant bei Umgebungsdruck angenommen, M ist die Molmasse eines Stoffes und hier $M_{H_2O}=18,0153$ g/mol, $M_{N_2}=28,013$ g/mol^[92]. In Abbildung 4.9 ist beispielhaft die Dichte von Stickstoff temperaturabhängig zu sehen.

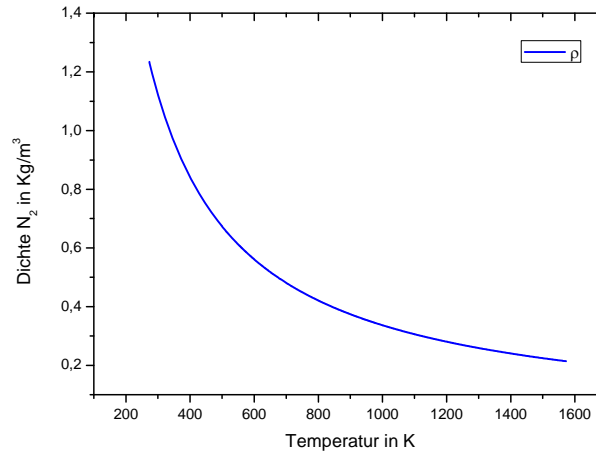


Abbildung 4.9: Die Dichte ρ von Stickstoff temperaturabhängig

Bei einem Gemisch aus Wasserdampf und Stickstoff wird die Dichte mit der molaren Masse der Gas Mischung berechnet ^[92]. Die molare Masse der Mischung ergibt sich aus:

$$M_{\text{Mix}} = \sum_i x_i \cdot M_i \quad \text{mit } x_i = n_i / n_{\text{ges}} \quad \text{Gleichung 4.3}$$

Für beide Betriebspunkte sowie für Zwischenzustände an allen definierten Punkten im Reaktor liegen die Reynoldszahlen deutlich unter der kritischen Reynoldszahl $Re_{\text{krit}}=2300$. Daher kann an allen Stellen von laminaren Strömungen ausgegangen werden.

Dynamische Viskosität η eines Gasgemisches: Die Viskosität ist der Kehrwert der Fluidität und beschreibt das Fließverhalten eines Fluids. Die Viskosität eines idealen Gases ist unabhängig von der Dichte, die Viskosität eines Realgases schon. Des Weiteren nimmt die Viskosität eines Gases mit der Temperatur zu (Kinetische Gastheorie). Daher wird auch die dynamische Viskosität temperaturabhängig korreliert:

$$\frac{\eta_{\text{id}}}{\text{Pas}} = A + B \cdot \frac{T}{K} + C \cdot \left(\frac{T}{K}\right)^2 + D \cdot \left(\frac{T}{K}\right)^3 + E \cdot \left(\frac{T}{K}\right)^4 \quad \text{Gleichung 4.4}$$

Hier sind die verwendeten Koeffizienten für Wasserdampf $A_{\text{H}_2\text{O}}=-0,10718 \cdot 10^{-5}$; $B_{\text{H}_2\text{O}}=0,35248 \cdot 10^{-7}$; $C_{\text{H}_2\text{O}}=0,03575 \cdot 10^{-10}$; $D_{\text{H}_2\text{O}}=0$; $E_{\text{H}_2\text{O}}=0$ und für Stickstoff $A_{\text{N}_2}=-0,0102 \cdot 10^{-5}$; $B_{\text{N}_2}=0,74785 \cdot 10^{-7}$; $C_{\text{N}_2}=-0,59037 \cdot 10^{-10}$; $D_{\text{N}_2}=0,0323 \cdot 10^{-12}$; $E_{\text{N}_2}=-0,00673 \cdot 10^{-15}$ ^[92]. In Abbildung 4.10 ist wieder beispielsweise die dynamische Viskosität von Stickstoff zu sehen.

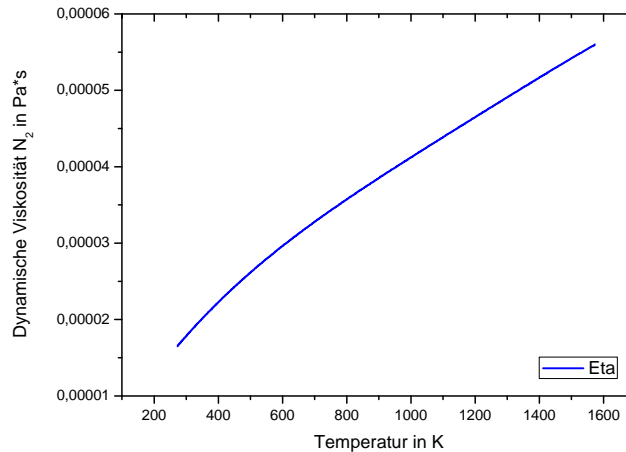


Abbildung 4.10: Die dynamische Viskosität η von Stickstoff temperaturabhängig

Prandtlzahl Pr : Die Prandtlzahl, nach dem deutschen Physiker Ludwig Prandtl benannt, ist eine dimensionslose Kennzahl und beschreibt das Verhältnis zwischen Viskosität und der Wärmeleitfähigkeit und wird mit der folgenden Formel berechnet:

$$Pr = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda} \quad \text{Gleichung 4.5}$$

Hier werden η die dynamische Viskosität, c_p die spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck und λ die Wärmeleitfähigkeit mit einem Polynom 4. Grades temperaturabhängig berechnet.

Spezifische Wärmekapazität c_p eines Gasgemisches: Die spezifische Wärmekapazität c_p gibt an, wie viel thermische Energie ein Molekül speichern kann. In diesem Abschnitt wird die spezifisch isobare Wärmekapazität betrachtet, die bei einem konstanten Druck gültig ist. Für verfahrenstechnische Anwendungen ist die Gleichung 4.6 ausreichend genau^[92].

$$\frac{c_p^{id}}{J/KgK} = A + B \cdot \frac{T}{K} + C \cdot \left(\frac{T}{K}\right)^2 + D \cdot \left(\frac{T}{K}\right)^3 + E \cdot \left(\frac{T}{K}\right)^4 \quad \text{Gleichung 4.6}$$

Hier sind die verwendeten Koeffizienten für Wasserdampf $A_{H_2O}=1833,1$; $B_{H_2O}=-0,035$; $C_{H_2O}=0,000696$; $D_{H_2O}=-0,000125 \cdot 10^{-3}$; $E_{H_2O}=-0,000026 \cdot 10^{-3}$ und für Stickstoff $A_{N_2}=1049,9$; $B_{N_2}=-0,158$; $C_{N_2}=0,000439$; $D_{N_2}=-0,000166 \cdot 10^{-3}$; $E_{N_2}=-0,000016 \cdot 10^{-3}$ ^[92]. Die spezifische Wärmekapazität c_p wurde dann über die Gaskonstante R abgeleitet. Abbildung 4.11 zeigt die spezifische Wärmekapazität von Stickstoff temperaturabhängig in einem Temperaturbereich von 273 K bis 1600 K.

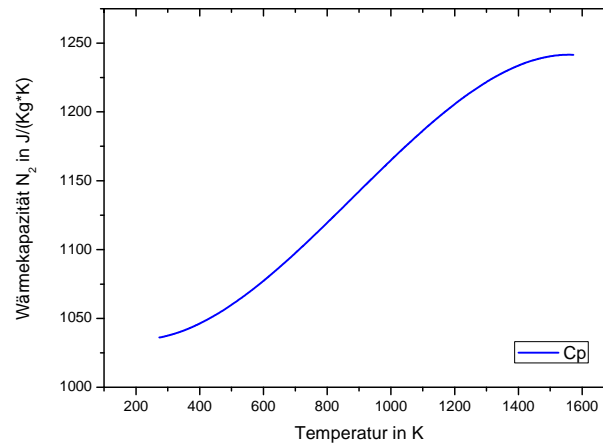


Abbildung 4.11: Die spezifische Wärmekapazität c_p von Stickstoff temperaturabhängig

Spezifische Wärmeleitfähigkeit λ eines Gasgemisches: Die spezifische Wärmeleitfähigkeit λ beschreibt das Vermögen eines Stoffes thermische Energie mittels Wärmeleitung zu transportieren und als spezifische Größe ist sie bei niedrigen Drücken (ca. 0,1 ... 10 Bar) unabhängig vom Druck aber abhängig von der Temperatur. Daher wird sie mit folgendem Polynom 4. Grades angenähert:

$$\frac{\lambda^{\text{id}}}{\text{W/Km}} = A + B \cdot \frac{T}{\text{K}} + C \cdot \left(\frac{T}{\text{K}}\right)^2 + D \cdot \left(\frac{T}{\text{K}}\right)^3 + E \cdot \left(\frac{T}{\text{K}}\right)^4 \quad \text{Gleichung 4.7}$$

Hier sind die verwendeten Koeffizienten für Wasserdampf $A_{\text{H}_2\text{O}}=0,46 \cdot 10^{-3}$; $B_{\text{H}_2\text{O}}=0,046 \cdot 10^{-3}$; $C_{\text{H}_2\text{O}}=0,05115 \cdot 10^{-6}$; $D_{\text{H}_2\text{O}}=0$; $E_{\text{H}_2\text{O}}=0$ und für Stickstoff $A_{\text{N}_2}=-0,13 \cdot 10^{-3}$; $B_{\text{N}_2}=0,101 \cdot 10^{-3}$; $C_{\text{N}_2}=-0,06065 \cdot 10^{-6}$; $D_{\text{N}_2}=0,03361 \cdot 10^{-9}$; $E_{\text{N}_2}=-0,0071 \cdot 10^{-12}$ [92]. Abbildung 4.12 zeigt den nahezu linearen Verlauf der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur.

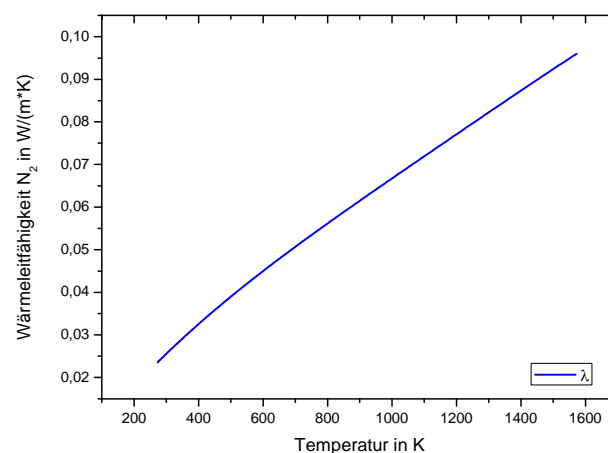


Abbildung 4.12: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Stickstoff temperaturabhängig

Nusseltzahl Nu : Die Nusseltzahl, benannt nach dem deutschen Physiker Wilhelm Nusselt, ist eine dimensionslose Kennzahl. Sie setzt die Intensität des konvektiven Wärmeübergangs an einer Festkörperoberfläche ins Verhältnis zu der reinen Wärmeleitung bei einem gedachten ruhenden Fluid. Sie wird anhand der ermittelten Kennzahlen und temperaturabhängigen Stoffwerte mit der Gleichung für laminare hydrodynamische Rohrströmungen nach Rohsenow und Harthnett berechnet^[93]:

$$\overline{Nu_d} = \left(3,66 + \frac{0,19 \cdot \left(Re_d \cdot Pr \cdot \frac{d}{L} \right)^{0,8}}{1 + 0,117 \cdot \left(Re_d \cdot Pr \cdot \frac{d}{L} \right)^{0,457}} \right) \cdot \left(\frac{\eta}{\eta_w} \right)^{0,14} \quad \text{Gleichung 4.8}$$

Da auch an einigen Stellen im Reaktor erzwungene Konvektion mit einer laminaren Grenzschicht an ebenen Platten herrscht, wird die gemittelte Nusseltzahl dort wie folgt berechnet:

$$\overline{Nu_L} = 0,664 \cdot Re_L^{1/2} \cdot Pr^{1/3} \quad \text{Gleichung 4.9}$$

Nun kann anhand der berechneten Nusseltzahl der Wärmeübergangskoeffizient ermittelt werden:

$$Nu_d = \frac{\alpha \cdot d_h}{\lambda} \Rightarrow \alpha = \frac{Nu_d \cdot \lambda}{d_h} \quad \text{Gleichung 4.10}$$

Mit den Wärmeübergangskoeffizienten können nun die konvektiven Wärmeströme im Reaktor berechnet werden. Für die Wärmeströme nach der Keramik wird die Annahme getroffen, dass das Gasgemisch weiterhin aus Wasserdampf und Stickstoff besteht und nicht aus Wasserdampf, Wasserstoff und Stickstoff im Spaltschritt und aus Sauerstoff und Stickstoff im Regenerationsschritt.

Stoffwerte Edelstahl: In den beiden Reaktorkammern wurde größtenteils der Edelstahl mit der Werkstoffnummer (WNr) 1.4301 (X5CrNi18-10) wegen seiner guten Verarbeitbarkeit verbaut. Es ist der erste kommerzielle nichtrostende Stahl und er ist heute mit einem Produktionsanteil von 33 % der am häufigsten eingesetzte Edelstahl. Es ist ein austenitischer, säurebeständiger Chrom-Nickel-Stahl mit einem Verhältnis von 18 zu 10, der wegen seines niedrigen Kohlenstoffgehaltes nach dem Schweißen bei Blechstärken bis 5 mm auch ohne nachträgliche Wärmebehandlung interkristallin beständig ist. Er kann für Temperaturbeanspruchungen bis 873 K verwendet werden. Der Stahl ist gegen Wasser, Wasserdampf, Luftfeuchtigkeit sowie schwache organische und anorganische Säuren beständig und kann daher gut auf dem Solarturm verwendet werden, da er dort dem Wüsten-/Meerklima ausgesetzt ist^[94].

An Stellen, an denen in den Reaktormodulen Temperaturen von mehr als 873 K erwartet wurden, wurde ein Hochtemperatur-beständiger Edelstahl mit der Werkstoffnummer (WNr.) 1.4835 (X9CrNiSiNc) verwendet.

verwendet. Eigentlich handelt es sich um einen Werkstoff, der sich vom Werkstoff (WNr) 1.4828 durch erhöhten Stickstoffgehalt und Beimischungen von Seltenen Erden ableitet. Er zeigt gute mechanische Eigenschaften und eine sehr gute Zunderbeständigkeit in trockener Luft beim Einsatz bis zu ca. 1373 K. Typische Anwendungen sind der Industrieofenbau, Wärmebehandlungsanlagen der Metallindustrie, Zubehör für Härtereien u.v.m. Aufgrund der hohen Temperaturbeständigkeit wurde er in der Innenkammer der Module und im Abgastrakt verwendet^[95].

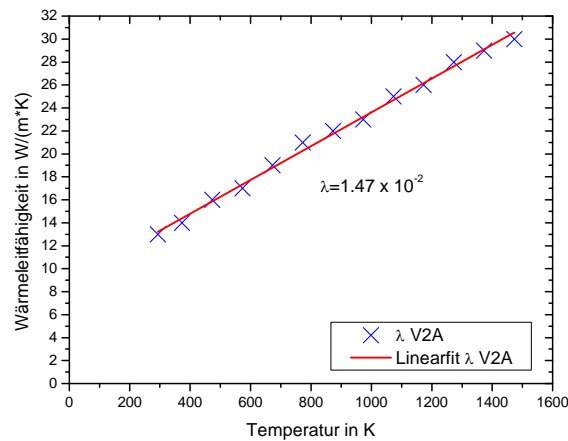


Abbildung 4.13: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Edelstahl temperaturabhängig

Für das Modell wurde allerdings vereinfacht angenommen, dass für alle metallischen Komponenten ein Standard-Edelstahl (V2A) verwendet wurde, da diese Daten auch im VDI-Wärmeatlas bis Temperaturen von 1600 K hinterlegt sind und diese dann auch mit einer linearen Fitt-Funktion temperaturabhängig im Modell integriert werden konnten (vgl. Abbildung 4.13 und Abbildung 4.14).

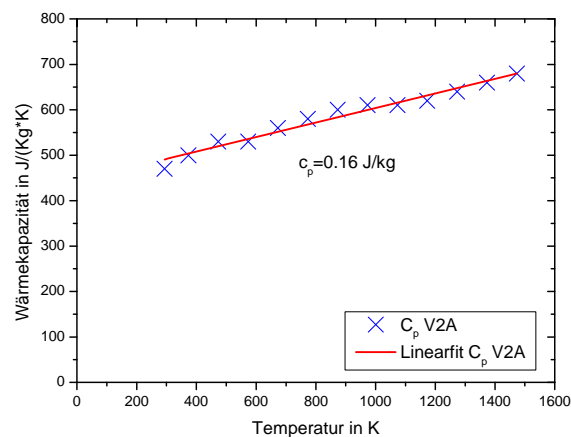


Abbildung 4.14: Die Wärmekapazität c_p von Edelstahl temperaturabhängig

Stoffwerte Isolationsmaterial: Als Isolationsmaterial wurden Formplatten aus Aluminiumoxid (Al_2O_3) verwendet. Im Datenblatt waren die temperaturabhängigen Werte für die spezifische Wärmeleitfähigkeit für vier Temperaturwerte gegeben (vgl. Abbildung 4.15).

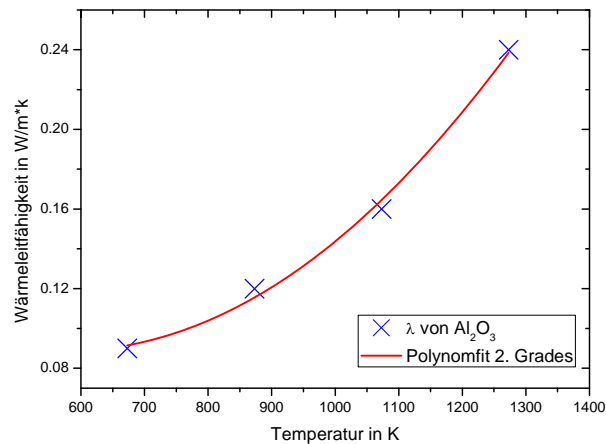


Abbildung 4.15: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Al_2O_3 temperaturabhängig

Die Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmeleitfähigkeit c_p für das Isolationsmaterial Al_2O_3 stand nicht zur Verfügung. Es gab nur die Information der Bereichsangabe von der spezifischen Wärmekapazität $c_p=850$ bis $1050 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ in einem Temperaturbereich von 303 K bis 1273 K . Daher wurden hier die Daten von Korund (Al_2O_3), die vergleichbar sein dürften, aus dem VDI-Wärmeatlas genutzt (vgl. Abbildung 4.16)^[92].

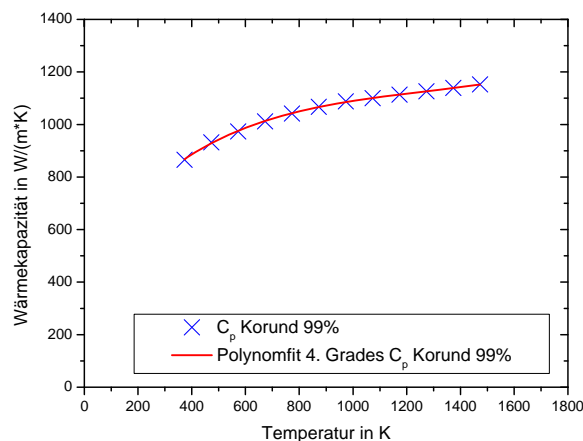


Abbildung 4.16: Die Wärmekapazität c_p von Korund temperaturabhängig

Stoffwerte Quarzglas: Quarzglas wird aus reinem Siliziumoxid (SiO_2) hergestellt und ist für die Einkopplung solarer Energie in Reaktoren besonders gut geeignet, da es in einem Wellenlängenbereich von 250 nm bis 3500 nm nahezu transparent ist (Absorptionsgrad = 0, Reflektionsgrad = 0,07, vgl. Abbildung 2.9)^[40]. Das Quarzglas wurde elektrisch eingeschmolzen und hat daher nur geringe Verunreinigungen im ppm-Bereich und wenige Luft-Einschlüsse. Ein weiterer Vorteil von Quarzglas ist der geringe Wärme-

ausdehnungskoeffizient von ca. $5 \cdot 10^{-7}/\text{K}$, der eine hohe Temperaturwechselbeständigkeit bewirkt, was bei diesem alternierenden Prozess mit zwei Temperaturniveaus nötig ist. Außerdem hat es eine hohe Maximaltemperatur von 1423 K und kann sogar kurzzeitig bis zu 1573 K belastet werden, diese Temperaturen wurden aber bei der Versuchsanlage nie erreicht.

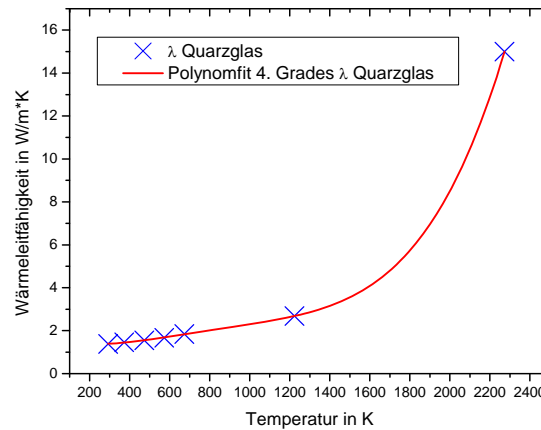


Abbildung 4.17: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Quarzglas temperaturabhängig

In der Versuchsanlage wurden polierte Scheiben aus dem Quarzglas mit der Typenbezeichnung HOQ310 der Firma Heraeus verwendet. Aus den zur Verfügung gestellten Daten wurden die Temperaturfunktion für die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität (vgl. Abbildung 4.17 und Abbildung 4.18) ermittelt^[96].

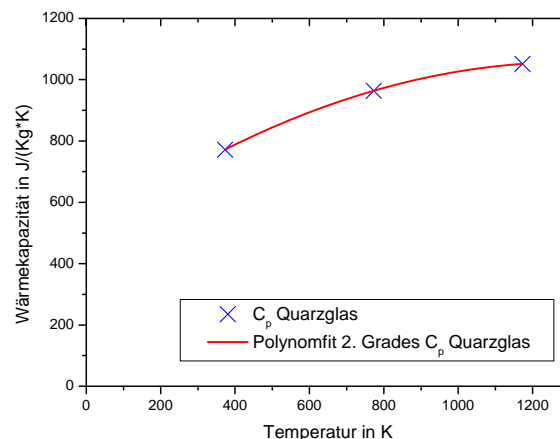


Abbildung 4.18: Die Wärmekapazität c_p von Quarzglas temperaturabhängig

Stoffwerte SiSiC (Keramikstruktur): Im Reaktor wurden Wabenkörper aus silizium-infiltriertem Siliziumcarbit (SiSiC) genutzt, wie sie auch bei Katalysatoren im Transportsektor verwendet werden. Auf der Oberfläche wurde dann das Metalloxid aufgetragen. Die Wärmeleitfähigkeit des Absorbermaterials hat eine entscheidende Bedeutung für die Funktion des gesamten Reaktors. Eine gute Wärmeleitfähigkeit begünstigt den Wärmetransport in den Stegen in Strömungsrichtung und vergrößert damit die Fläche, die

für die Wärmeübertragung an das Gas zur Verfügung steht. Zudem gleicht sie Temperaturunterschiede senkrecht zur Strömungsrichtung, die bei Materialien mit geringer Wärmeleitfähigkeit zu instabilen Strömungen führen können, aus.

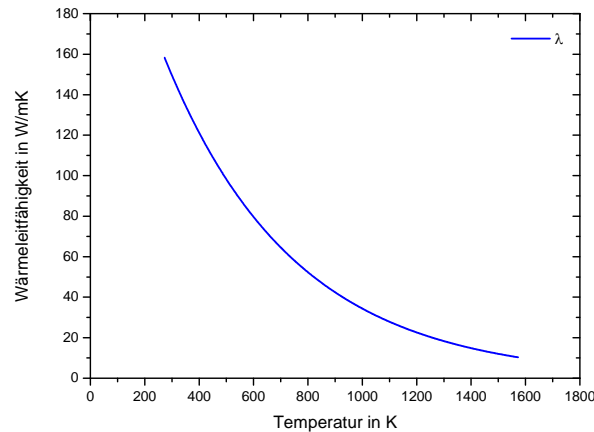


Abbildung 4.19: Die Wärmeleitfähigkeit λ von SiSiC temperaturabhängig

Mit der Laser-Flash-Methode, einem transienten Messverfahren, wurde im DLR die Temperaturleitfähigkeit a (thermische Diffusivität) einer Probe des Wabenkörpers bestimmt. Die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit λ erfolgte anschließend mit der spezifischen Wärmekapazität c_p , durch Differenz-Kalorimetrie ermittelt, und der Dichte ρ , durch einfache Volumenmessung und Wiegen hergeleitet (vgl. Gleichung 4.11). Die Messungen erfolgten in einem Temperaturbereich von 293 K bis 1473 K und sind in Abbildung 4.19 zu sehen^[97].

$$\alpha = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho}$$

Gleichung 4.11

Die spezifische Wärmekapazität c_p der Wabenkörper wurde über den gesamten Temperaturbereich mit $c_p=1000 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ als konstant angenommen^[98].

4.3.3 Aufstellen der Zustandsgleichungen

Temperaturen im Reaktor:

Als nächstes werden nun die einzelnen Komponenten des Reaktors betrachtet, um eine Energiebilanz aufzustellen. Alle nicht zu vernachlässigenden Wärmeströme, die für eine Temperaturänderung der Komponente verantwortlich sind, werden in einer Gleichung zusammengefasst. Diese Gleichungen werden dann in eine Zustandsraumdarstellung integriert. Je mehr Komponenten thermodynamisch exakt beschrieben werden, desto näher bewegt sich die Modelldarstellung am realen System. Bei dem vorliegenden Reaktor wurden elf Temperaturstützstellen, wie im Halbschnitt des Reaktors in Abbildung 4.20 zu sehen ist, zur Beschreibung des Systems gewählt. Es wurde die Annahme getroffen, dass diese Tempera-

turen das entsprechende komplette Bauteil repräsentieren. Eine weitere örtliche Auflösung wurde nicht vorgenommen.

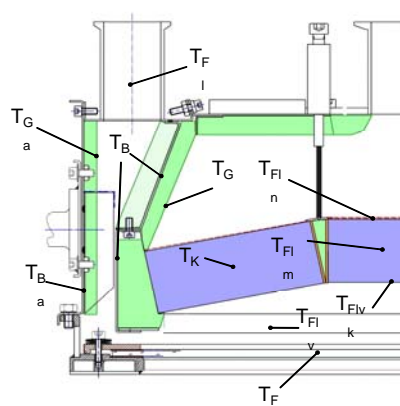


Abbildung 4.20: Temperaturen an verschiedenen Stellen in einem Reaktormodul

T_K beschreibt die Temperatur der Keramik, sie ist die für den Prozess relevante Temperatur, T_F beschreibt die Temperatur der Frontscheibe, T_B beschreibt die Oberflächentemperatur der inneren Zulaufwand, T_{Ga} beschreibt die Oberflächentemperatur der äußeren Zulaufwand, T_G stellt die Oberflächentemperatur der inneren Wand des Gehäuses hinter der Keramik dar, T_{Ba} ist die Oberflächentemperatur der äußeren Gehäusehülle des Reaktors., T_{Fl} ist die Temperatur des Fluids vor dem Einströmen in den Reaktor, T_{Flv} ist die Temperatur des Fluids nach Durchströmen des Zulaufs, der als Wärmeübertrager fungiert, T_{FlvK} , T_{Flm} und T_{Fln} stellen die Temperatur des Fluids kurz vor der Keramik, mitten in der Keramik und kurz hinter der Keramik dar^[99].

Wärmeströme im Reaktor:

Die relevanten Wärmeströme werden nun genauer beschrieben, um ein besseres Verständnis der Transportvorgänge innerhalb des Reaktors zu ermöglichen. Die Wärmeströme lassen sich entsprechend den aus Kapitel 2.2 bekannten drei Arten des Wärmetransports einteilen.

Die Wärmeströme \dot{Q}_{KonvB} (Konvektion Blech), \dot{Q}_{KGa} (Konvektion Gehäuse außen), \dot{Q}_{KF} (Konvektion Fenster), \dot{Q}_{KK} (Konvektion Keramik) und \dot{Q}_{KG} (Konvektion Gehäuse) erfassen den Wärmeübergang durch Konvektion von dem jeweiligen Material auf das durchströmende Fluid und umgekehrt.

Die Wärmeströme \dot{Q}_{aB} (abstrahlt Blech), \dot{Q}_{aBa} (abstrahlt Blech außen), \dot{Q}_{aF} (abstrahlt Fenster), \dot{Q}_{HS} (HelioStat) und \dot{Q}_{aK} (abstrahlt Keramik) geben die durch Wärmestrahlung abgegebene Wärme des jeweiligen strahlenden Materials wieder.

Die verbleibenden Wärmeströme \dot{Q}_{GaBa} (Gehäuse außen – Blech außen), \dot{Q}_{GB} (Gehäuse – Blech) und \dot{Q}_{KB} (Keramik – Blech) bestimmen den Wärmetransport aufgrund von Wärmeleitung im Inneren des Materials^[99].

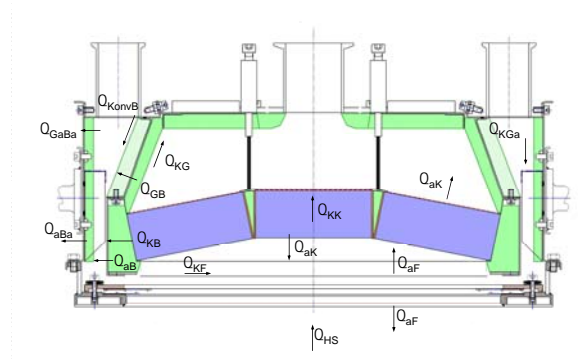


Abbildung 4.21: Wärmeströme an verschiedenen Stellen in einem Reaktormodul

Als nächster Schritt werden nun die einzelnen Wärmebilanzgleichungen aufgestellt. Hier werden sie in Kurzform erläutert, die ausformulierten Wärmebilanzgleichungen befinden sich in Anhang 3.

Wärmebilanzgleichung der Monolithtemperatur: Der komplette Absorber wird durch die eingestrahelte solare Leistung \dot{Q}_{HS} , die ein Steuereingang des Systems ist, erwärmt. Er selbst steht im Strahlungsaustausch mit der Frontscheibe und dem dahinterliegenden Gehäuse. Außerdem findet Konvektion mit dem strömenden Fluid statt. Wärme wird außerdem durch Wärmeleitung durch die zweischichtige Wand abgegeben. Einsetzen der entsprechenden Wärmestrom-Gleichungen in Gleichung 2.10 und umformen nach \dot{T}_K ergibt:

$$\dot{T}_K = \frac{\dot{Q}_{HS} + \dot{Q}_{aKF} + \dot{Q}_{aKG} + \dot{Q}_{KK} + \dot{Q}_{KB} + \dot{Q}_{aF}}{m_K \cdot c_{cK}} \quad \text{Gleichung 4.12}$$

Die ausformulierte Gleichung befindet sich wie bei den folgenden Wärmebilanzgleichungen im Anhang.

Wärmebilanzgleichung der Frontscheibentemperatur: Die Energiebilanz der Frontscheibe beinhaltet die emittierte Strahlung in den Reaktor und zur Umgebung hin. Es findet ein Strahlungsaustausch mit dem Absorber und der Umgebung, erzwungene Konvektion mit dem an der Innenseite vorbeiströmenden Fluid und freie Konvektion an der Außenseite der Scheibe statt, die freie Konvektion außen wird vernachlässigt. Außerdem wird sie noch durch einen Anteil der eingestrahelten Solarleistung erwärmt. Wieder eingesetzt und umgeformt erhält man:

$$\dot{T}_F = \frac{\dot{Q}_{HS} + \dot{Q}_{aKF} + \dot{Q}_{aF} + \dot{Q}_{KF}}{m_F \cdot c_{vF}} \quad \text{Gleichung 4.13}$$

Wärmebilanzgleichung der Temperatur der inneren Zulaufwand: Wärme wird durch Wärmeleitung von der Keramik zur inneren Zulaufwand und von der Isolation zur Wand übertragen. Darüber hinaus findet erzwungene Konvektion mit dem vorbei strömenden Fluid statt. Der dritte Anteil ist die Wärmeabgabe mittels Strahlungsaustausch. Eingesetzt und umgeformt ergibt dies:

$$\dot{T}_B = \frac{\dot{Q}_{KB} + \dot{Q}_{GB} + \dot{Q}_{KonvB} + \dot{Q}_{aB}}{m_B \cdot c_{vB}} \quad \text{Gleichung 4.14}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur der inneren Gehäusewand: Danach wird die innere Gehäusewand betrachtet und eine Energiebilanz für sie aufgestellt. Die innere Wand des Gehäuses tauscht mit der Keramik Wärme über Wärmestrahlung aus und steht gleichzeitig im Wärmeaustausch mittels Konvektion mit dem entlang strömenden Fluid. Außerdem liegt ein Wärmeaustausch mittels Wärmeleitung mit der inneren Wand des Zulaufs vor. Daraus erhält man die Energiebilanz in Gleichung 4.15:

$$\dot{T}_G = \frac{\dot{Q}_{aK} + \dot{Q}_{KG} + \dot{Q}_{GB}}{m_G \cdot c_{vG}} \quad \text{Gleichung 4.15}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur der äußeren Gehäusehülle: Als nächstes wird die äußere Gehäusehülle betrachtet und eine Energiebilanz für sie aufgestellt. Die Außenwand des Reaktorgehäuses emittiert Wärme über Wärmestrahlung nach außen zur Umgebung und tauscht gleichzeitig mit der äußeren Wand des Zulaufs Wärme über Wärmeleitung aus. Damit ergibt sich Gleichung 4.16:

$$\dot{T}_{Ba} = \frac{\dot{Q}_{GaBa} + \dot{Q}_{aBa}}{m_{Ba} \cdot c_{vBa}} \quad \text{Gleichung 4.16}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur der äußeren Zulaufwand: Die äußere Wand des Zulaufs steht im Strahlungsaustausch mit der inneren Wand des Zulaufs und tauscht mit der Außenwand des Reaktorgehäuses Wärme über Wärmeleitung aus. Zusätzlich findet über erzwungene Konvektion ein Wärmeaustausch zwischen der äußeren Wand und dem strömenden Fluid statt. Zusammengefasst erhält man Gleichung 4.17:

$$\dot{T}_{Ga} = \frac{\dot{Q}_{GaBa} + \dot{Q}_{aB} + \dot{Q}_{KGa}}{m_{Ga} \cdot c_{vGa}} \quad \text{Gleichung 4.17}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur des Fluids am Anfang des Zulaufs: Die Gleichung für \dot{T}_{Fl} nimmt eine besondere Stellung ein, da kein Wärmeaustausch beschrieben wird, sondern das Ansprechverhalten der Gasvorheizung nachempfunden wird. T_{FLSoll} ist ein Steuereingang im System, hier-

durch kann der Zustand der Gasvorheizung beeinflusst werden. Die Änderungen der Temperatur werden hier mit Hilfe eines PT-1 Gliedes beschrieben:

$$\dot{T}_{Fl} = -\frac{1}{t_{PT1}} \cdot T_{Fl} + \frac{1}{t_{PT1}} \cdot T_{FlSoll} \quad \text{Gleichung 4.18}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur am Ende des Zulaufs: Nun wird die Wärmebilanzgleichung des Fluids am Ende des Zulaufs aufgestellt. Das Fluid tauscht über Konvektion im Zulauf Wärme mit der inneren und der äußeren Wand, sowie der Frontscheibe aus. Weiterhin müssen hier die zu- und abfließenden Enthalpieströme berücksichtigt werden. Dadurch folgt nach Einsetzen in Gleichung 2.10:

$$\dot{T}_{Flv} = \frac{\dot{Q}_{KonvB} + \dot{Q}_{KGa} + \dot{Q}_{KF} + \dot{m}_{Flv} \cdot c_{pFlv} \cdot (T_{Fl} - T_{Flv})}{m_{Flv} \cdot c_{vFlv}} \quad \text{Gleichung 4.19}$$

Wärmebilanzgleichungen für die Temperaturen innerhalb der Keramik: Als letztes werden die Wärmebilanzgleichungen des Fluids am Anfang, in der Mitte und am Ende der Keramik aufgestellt. Grundlage der folgenden drei Gleichungen ist der Wärmeaustausch über Konvektion zwischen Keramik und Fluid an den unterschiedlichen Stellen innerhalb der Keramik. Daher ergibt sich hier nach Einsetzen in Gleichung 2.10:

$$\dot{T}_{FlvK} = \frac{\dot{Q}_{KK}}{m_{Fl} \cdot c_{vFlvK}} \quad \text{Gleichung 4.20}$$

$$\dot{T}_{Flvm} = \frac{\dot{Q}_{KK}}{m_{Fl} \cdot c_{vFlvm}} \quad \text{Gleichung 4.21}$$

$$\dot{T}_{Flvn} = \frac{\dot{Q}_{KK} + \dot{Q}_{Reaktion} + \dot{m}_{Fl} \cdot c_{pFl} \cdot (T_{Fin} - T_{Flv})}{m_{Fl} \cdot c_{vFlvn}} \quad \text{Gleichung 4.22}$$

Die letzte der drei Gleichungen berücksichtigt den durch die chemische Reaktion innerhalb des Absorbers auftretenden Wärmestrom $\dot{Q}_{Reaktion}$. Dieser ist im Modell zunächst als Konstante für beide Betriebspunkte realisiert. Bei der Spaltung $\Delta H_S = -31,9 \text{ kJ/mol}$ (1073 K) findet ein exothermer Prozess statt, der Prozess der Regeneration $\Delta H_S = 280,75 \text{ kJ/mol}$ (1473 K) ist hingegen leicht endotherm. Diese Anteile werden über

eine Funktion in einen zur Temperaturänderung beitragenden Term umgerechnet. Zusätzlich beinhaltet diese Gleichung einen Enthalpieänderungsanteil ^[99].

4.3.4 Zustandsraumdarstellung

Die im vorigen Kapitel hergeleiteten nichtlinearen Gleichungen werden in einer Zustandsraumdarstellung zusammengefasst. Detailliert und ausformuliert befindet sich die Zustandsraumdarstellung im Anhang 4. Die Zustandsraumdarstellung besitzt, wie schon im Grundlagenkapitel 2.3.2 erläutert, die allgemeine Form:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{B} \cdot \mathbf{u}$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{D} \cdot \mathbf{u}$$

Gleichung 4.23

Angewendet auf das vorliegende System, ergibt sich folgende Darstellung:

$$\begin{pmatrix} \dot{T}_K \\ \dot{T}_F \\ \dot{T}_B \\ \dot{T}_G \\ \dot{T}_{Ba} \\ \dot{T}_{Ga} \\ \dot{T}_{Fl} \\ \dot{T}_{Flv} \\ \dot{T}_{Flvk} \\ \dot{T}_{Flm} \\ \dot{T}_{Fln} \end{pmatrix} = \mathbf{A} \cdot \begin{pmatrix} T_K \\ T_K^4 \\ T_F \\ T_F^4 \\ T_B \\ T_B^4 \\ T_G \\ T_G^4 \\ T_{Ba} \\ T_{Ba}^4 \\ T_{Ga} \\ T_{Fl} \\ T_{Flv} \\ T_{Flvk} \\ T_{Flm} \\ T_{Fln} \end{pmatrix} + \mathbf{B} \cdot \begin{pmatrix} \dot{Q}_{HS} \\ T_{FlSoll} \end{pmatrix}$$

Gleichung 4.24

$$\mathbf{T}_K = (1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0) \cdot \begin{pmatrix} T_K \\ T_K^4 \\ T_F \\ T_F^4 \\ T_B \\ T_B^4 \\ T_G \\ T_G^4 \\ T_{Ba} \\ T_{Ba}^4 \\ T_{Ga} \\ T_{Fl} \\ T_{Flv} \\ T_{Flvk} \\ T_{Flm} \\ T_{Fln} \end{pmatrix} + (0 \ 0) \cdot \begin{pmatrix} \dot{Q}_{HS} \\ T_{FlSoll} \end{pmatrix}$$

Gleichung 4.25

Gleichung 4.25 dient der Ausgabe des Zustands T_K mit Hilfe der Messmatrix C , der für die spätere Regelung zurückgegeben wird. Die Durchgangsmatrix D beschreibt im Allgemeinen eine direkte Auswirkung eines Eingangsbefehls auf den Ausgang. Diese Möglichkeit eines so genannten „sprungfähigen“ Systems ist hier nicht gegeben, daher entspricht die Matrix D einer Nullmatrix^[99]. Aus der allgemeinen Zustandsraumdarstellung kann das Blockschaltbild von Abbildung 2.12 abgeleitet werden.

4.4 Reaktionsmodell

Das Reaktionsmodell beschreibt die Wasserstoffproduktion in Abhängigkeit der gegebenen Betriebsparameter, der Wasserspalt- und der Regenerationstemperatur und der Regenerationsdauer. Die in einem Wasserspaltschritt erzeugte Wasserstoffmenge ist nicht nur von den Betriebsbedingungen des Wasserspaltschritts abhängig, sondern auch von dem vorangegangenen Regenerationsschritt. Wurde in dem vorangegangenen Regenerationshalbzyklus kein Sauerstoff vom Redox-Material abgegeben, wird in dem darauffolgenden Wasserspaltungshalbzyklus kein Wasserstoff erzeugt. Außerdem berücksichtigt das Modell eine gewisse Alterung des Materials, die insbesondere durch die hohen Temperaturen während der Regeneration zustande kommt, das heißt die Wasserstoffausbeute nimmt mit zunehmender Nutzungsdauer ab. Zur Berechnung der Wasserstoffproduktion während eines Wasserspaltschritts muss also zunächst der vorangegangene Regenerationsschritt betrachtet werden. Die während der Regeneration abgegebene spezifische Sauerstoffmenge wird hierbei berechnet und fließt als Parameter in die Berechnung der Wasserstoffproduktion mit ein. Bei der Berechnung der spezifischen abgegebenen Sauerstoffmenge wird die gesamte Regenerationszeit seit Aktivierung berücksichtigt und somit die Alterung des Materials mit der Zeit beschrieben.

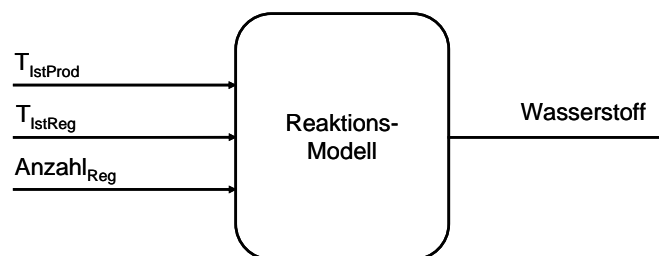


Abbildung 4.22: Eingänge (links) & Ausgänge (rechts) des Reaktionsmodells

Das Reaktionsmodell hat als Eingangsparameter die Ist-Temperaturen der Produktionsschritte und der Regenerationsschritte und die Anzahl der bereits erfolgten Regenerationsschritte, um eine Information über das Ausmaß bzw. den Stand der Degradation der Aktivität der Metalloxid-Beschichtung zu haben. Das Modell wurde im Rahmen einer weiteren Dissertation für Proben im Labormaßstab von M. Neises erstellt und für den Reaktor im Pilotmaßstab entsprechend angepasst^[100]. Als erstes wird der Regenerationsschritt (Kapitel 4.4.1) erläutert, gefolgt von der Beschreibung des Wasserstoffproduktionsschritts (Kapitel 4.4.2).

4.4.1 Regeneration-Schritt

Die vom Metalloxid während der Regeneration freigesetzte spezifische Stoffmenge an Sauerstoff $n_{O_2,Reg}$ wurde aus experimentellen Daten bestimmt und wird im Reaktionsmodell als Funktion der maximalen spezifischen Stoffmenge an freigesetztem Sauerstoff $n_{O_2,max}$ und der Regenerationsdauer t_{Reg} beschrieben. Die spezifische freigesetzte Stoffmenge an Sauerstoff als Funktion der Regenerationszeit t_{Reg} ist als Kurvenfit, der zur Berechnung der Sauerstoffmenge im Modell benutzt wird, in Gleichung 4.26 gegeben. Durch einen Kurvenfit der Sauerstoffmenge bei verschiedenen Regenerationstemperaturen wurde der Parameter t_0 und die maximale Sauerstoffabgabemenge bestimmt.

$$n_{O_2,Reg}(t) = n_{O_2,max} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t_{Reg}}{t_0}} \right) \quad \text{Gleichung 4.26}$$

Der Parameter t_0 ist dabei abhängig von der Regenerationstemperatur T_{Reg} , die in Kelvin angegeben wird, und wird durch Gleichung 4.27 beschrieben.

$$t_0 = q + b \cdot T_K \quad \text{mit } q = 968 \text{ min und } b = -0.6555 \text{ min/K} \quad \text{Gleichung 4.27}$$

Berechnung von $n_{O_2,max}$: Die maximale spezifische abgegebene Sauerstoffmenge hängt von zwei Einflussgrößen ab: Einerseits steigt die Sauerstoffmenge mit steigender Regenerationstemperatur, andererseits sinkt die Sauerstoffmenge, je länger das Material im Test in Gebrauch ist und je öfter es zyklisiert wurde. Im Folgenden wird die maximale spezifische Stoffmenge an Sauerstoff als Funktion der gesamten Regenerationszeit $t_{Reg,ges}$ formuliert, welche sich auf die kumulierte Zeit, in der das Material regeneriert wurde, bezieht. Durch die Analyse experimenteller Daten wurde der folgende Zusammenhang zur Beschreibung der maximalen spezifischen Sauerstoffabgabemenge von der gesamten Regenerationszeit gefunden, wobei hier wiederum eine Fallunterscheidung in Gleichung 4.28 und Gleichung 4.29 gemacht wird.

$$n_{O_2,max} = \frac{a}{t_{Reg,ges}^x} \times 1000 \text{ [mmol/g]} \quad \text{für } t_{Reg,ges} \geq 45 \text{ min} \quad \text{Gleichung 4.28}$$

$$n_{O_2,max} = 1.32 \text{ mmol/g}_{fer} \quad \text{für } t_{Reg,ges} < 45 \text{ min} \quad \text{Gleichung 4.29}$$

Der Faktor a kann entweder Tabelle 4.3 für verschiedene Regenerationstemperaturen entnommen werden oder mit Gleichung 4.30 berechnet werden. Im Modell wurde er als LookUp-Tabelle hinterlegt und es wurde zwischen den Punkten linear interpoliert.

Tabelle 4.3: LookUp-Tabelle für den Wert a

T [°C]	T_K [K]	a
1000	1273.15	0.00143
1100	1373.15	0.00292
1150	1423.15	0.00479
1200	1473.15	0.02979

Mit den gegebenen berechneten Größen kann jetzt mit Gleichung 4.26 die spezifische abgegebene Sauerstoffmenge $n_{O_2,Reg}$ für einen Regenerationsschritt berechnet werden. Diese wird im folgenden Kapitel für die Berechnung der Wasserstofferzeugung verwendet.

$$a = a_0 \cdot e^{\frac{-E_{A,Reg}}{RT_{Reg}}} \quad \text{mit } a_0 = 432280 \text{ mol/g und } E_A = 210 \text{ kJ/mol} \quad \text{Gleichung 4.30}$$

4.4.2 Wasserstofferzeugungsschritt

Zur Berechnung der Wasserstofferzeugung wird der Umsatz des Metalloxides, welches auf der Parallelkanal-Trägerstruktur aufgebracht ist, verwendet. Der Umsatz des Metalloxides während eines Wasserspaltschrittes $X_{fer,WS}$ wird dabei durch die Sauerstoffaufnahmekapazität z_{fer} beschrieben. Der Umsatz des Metalloxides zu einem Zeitpunkt t ist dabei definiert als die Differenz der Sauerstoffaufnahmekapazität zu Beginn des Wasserspaltschrittes $z_{fer,nachReg}$, die der Sauerstoffaufnahmekapazität des Metalloxides nach der vorangegangenen Regeneration entspricht, und der Sauerstoffaufnahmekapazität zum Zeitpunkt t , z_{fer} , bezogen auf $z_{fer,nachReg}$.

Da die Regeneration meist nicht vollständig abläuft, entspricht zu Beginn eines Wasserspaltschrittes die Sauerstoffaufnahmekapazität des Metalloxides $z_{fer,nachReg}$ nicht mehr der ursprünglichen Sauerstoffaufnahmekapazität $z_{fer,0}$, sondern hat einen kleineren Wert (siehe Gleichung 4.31).

$$X_{fer,WS}(t) = \frac{z_{fer,nachReg} - z_{fer}(t)}{z_{fer,nachReg}} \quad \text{Gleichung 4.31}$$

Die Sauerstoffaufnahmekapazität des Metalloxides nach einem Regenerationsschritt j wird wie folgt bestimmt (vgl. Gleichung 4.32), wobei hierbei wieder die Sauerstoffaufnahmekapazität des Metalloxides nach der vorangegangenen Wasserspaltung $z_{fer,WS}$ bekannt sein muss.

$$z_{fer,nachReg,j} = z_{fer,WS,j-1} + n_{O_2,Reg,j} \quad \text{Gleichung 4.32}$$

Zur Beschreibung des Wasserstoff-Umsatzes während des Wasserspaltschrittes wird das sogenannte „Shrinking Core“-Modell herangezogen, das zur Beschreibung von Gas-Feststoffreaktionen eingesetzt wird und eine Beziehung zwischen Reaktionszeit und Umsatz sowie die Abreaktion eines nicht-porösen (kompakten) Feststoffes, bei dem der reagierende Feststoff im Laufe der Reaktion „schrumpft“, d. h. sein

Volumen abnimmt, beschreibt. Dabei basiert das Modell auf der Annahme, dass drei Reaktionsmechanismen hintereinander ablaufen, und zwar in diesem Fall:

- Filmdiffusion des Wassermoleküls zur Oberfläche des Festkörpers
- Interne Diffusion durch die Produktschicht, welche sich während der Reaktion auf dem Festkörper bildet. Bei der Wasserspaltung kann die diffundierende Spezies entweder Wasser oder Sauerstoff sein.
- Chemische Reaktion

Unter der Annahme dass alle drei Reaktionsmechanismen in gleicher Weise geschwindigkeitsbestimmend sind, lässt sich folgender Zusammenhang formulieren, wobei die Herleitung aus „Chemical reaction engineering“ von Levenspiel entnommen werden kann^[101].

$$t = \underbrace{k_1 \times X_{fer,WS}}_{\text{Filmdiffusion}} + \underbrace{k_2 \times \left[1 - 3 \times (1 - X_{fer,WS})^{\frac{2}{3}} + 2 \times (1 - X_{fer,WS}) \right]}_{\text{Interne Diffusion}} + \underbrace{k_3 \times \left[1 - (1 - X_{fer,WS})^{\frac{1}{3}} \right]}_{\text{Chemische Reaktion}}$$

Gleichung 4.33

Berechnung von k_1 :

$$k_1 = 0$$

Gleichung 4.34

Der Parameter k_1 wird wie bereits erwähnt gleich Null gesetzt.

Berechnung von k_2 :

Aus der Herleitung des Shrinking Core Modells ergibt sich, dass k_2 umgekehrt proportional zum effektiven Diffusionskoeffizienten D_{eff} ist, also zum Diffusionskoeffizienten der gasförmigen Spezies durch die Produktschicht.

$$\frac{1}{k_2} \triangleq D_{eff}$$

Gleichung 4.35

Der effektive Diffusionskoeffizient wird als Funktion der Temperatur durch einen Arrhenius-Ansatz beschrieben. Daher wurde für die Formulierung des Parameters k_2 ebenfalls ein Arrhenius-Ansatz gewählt. Gleichung 4.36 zeigt den gewählten Ansatz zur Berechnung des Parameters k_2 in Abhängigkeit der Was-

serspalttemperatur T_{WS} . E_A ist dabei die Aktivierungsenergie des Diffusionsprozesses der reaktiven Spezies durch die Produktschicht und k_0 der präexponentielle Faktor. Die Aktivierungsenergie und präexponentieller Faktor wurden experimentell ermittelt^[100].

$$\frac{1}{k_2} = k_0 \cdot e^{\frac{-E_{A,Diff,WS}}{RT_{WS}}} \quad \text{mit } E_A = 200 \text{ kJ / mol} \quad \text{Gleichung 4.36}$$

Der Faktor k_0 wird als Funktion der spezifischen abgegebenen Sauerstoffmenge $n_{O_2,Reg}$ während der vorangegangenen Regeneration formuliert. Damit wird die Abhängigkeit der Wasserstoffausbeute eines Wasserspaltschrittes von der vorangegangenen Regeneration beschrieben. Wurde in der vorangegangenen Regeneration kein oder nur wenig Sauerstoff abgegeben, zum Beispiel weil die Temperatur zu gering war, so ist auch die Wasserstoffausbeute während des darauffolgenden Wasserspaltschrittes sehr gering. Bei der Berechnung von k_0 wird eine Fallunterscheidung vorgenommen, da die experimentellen Daten nur bis 1 mmol/g gegeben waren. Der Kurvenfit und die Funktion für $n_{O_2,Reg} < 1$ mmol/g ist daher nur in diesem Bereich gültig. Für größere Werte von $n_{O_2,Reg}$ wurde daher eine Annahme getroffen. Dieser Fall ist aber im Modell fast nur für die ersten ein oder zwei Zyklen relevant:

$$k_0 = 8710 \quad \text{für } n_{O_2,Reg} > 1 \text{ mmol / g} \quad \text{Gleichung 4.37}$$

$$k_0 = k_{0,1} \times n_{O_2,Reg}^{k_{0,2}} \quad \text{für } n_{O_2,Reg} \leq 1 \text{ mmol / g} \quad \text{mit } k_{0,1} = 8710 \quad \text{und } k_{0,2} = 1.48015 \quad \text{Gleichung 4.38}$$

Berechnung von k_3 :

$$k_3 = 600000 \quad \text{für } n_{O_2,Reg} < 0.00046 \text{ mmol / g} \quad \text{Gleichung 4.39}$$

$$k_3 = k_{3,1} \times n_{O_2,Reg}^{k_{3,2}} \quad \text{für } n_{O_2,Reg} \geq 0.00046 \text{ mmol / g} \quad \text{und } n_{O_2,Reg} \leq 0.05 \text{ mmol / g} \quad \text{Gleichung 4.40}$$

$$\text{mit } k_{3,1} = 20000 \quad \text{und } k_{3,2} = -0.43492$$

$$k_3 = 0 \quad \text{für } n_{O_2,Reg} > 0.05 \text{ mmol / g} \quad \text{Gleichung 4.41}$$

Der Parameter k_3 wurde ebenfalls durch experimentelle Daten ermittelt und in Abhängigkeit der spezifischen freigesetzten Stoffmenge an Sauerstoff $n_{O_2,Reg}$ formuliert. Er wurde nur für sehr geringe spezifische

freigesetzte Sauerstoffmengen größer null gefunden, daher wird auch hier eine Fallunterscheidung vorgenommen.

Nachdem alle Parameter bestimmt sind, kann mit Gleichung 4.33 der Metalloxidumsatz während der Wasserspaltung zum Zeitpunkt t iterativ bestimmt werden.

Daraus kann die Sauerstoffaufnahmekapazität des Metalloxides zum Zeitpunkt t berechnet werden (vgl. Gleichung 4.42).

$$z_{\text{fer,WS}}(t) = z_{\text{fer,nach Reg}} - X_{\text{fer,WS}}(t) \cdot z_{\text{fer,nach Reg}} \quad \text{Gleichung 4.42}$$

Die dabei produzierte Wasserstoffmenge n_{H_2} zu einem Zeitpunkt t kann wie folgt in Gleichung 4.43 berechnet werden:

$$n_{\text{H}_2}(t) = 2 \cdot (z_{\text{fer,nach Reg}} - z_{\text{fer,WS}}(t)) \quad \text{Gleichung 4.43}$$

Die Wasserstoffproduktionsrate \dot{n}_{H_2} zu einem bestimmten Zeitpunkt t wird in Gleichung 4.44 berechnet:

$$\dot{n}_{\text{H}_2}(t) = \frac{n_{\text{H}_2}(t) - n_{\text{H}_2}(t - \Delta t)}{\Delta t} \quad \text{Gleichung 4.44}$$

Zur Berechnung des ersten Wasserspaltschrittes wurden folgende Parameter festgelegt:

$$n_{\text{O}_2,\text{Reg}} = 1 \text{ mmol/g}; \quad X_{\text{fer,nach Reg}} = 0; \quad Z_{\text{fer},0} = 8,3 \text{ mmol/g}_{\text{fer}}$$

Diese beiden Modelle wurden dann in Labview[®] in die Simulationsumgebung integriert und eine Schnittstelle über die SKS zu dem Temperaturmodell erstellt. Hier werden von dem Temperaturmodell die gemittelten simulierten Keramiktemperaturen und die Anzahl der bereits mit der aktuellen Beschichtung durchgeführten Regenerationszyklen übergeben. Zurückgegeben wird dann die Menge an produziertem Wasserstoff. Die Ausbeute der Reaktion wird nicht geregelt.

5 Validierung der Modelle

Zur Validierung wurde der Testbetrieb der Hydrosol-2 Pilotanlage herangezogen, die mit konzentrierter Solarstrahlung aus dem SSPS-Heliostatfeld in Kombination mit dem CRS-Turm der Plataforma Solar de Almería in Spanien betrieben wurde. Aufgrund von sich ständig ändernden Versuchsbedingungen in Form von Spiegelbruch, defekter Facetten und erneutem Kanten der Spiegelfacetten (Ausrichten der neuen Spiegelfacetten) wurde ein Tag mit guten Testbedingungen zur Validierung ausgewählt. In den Nächten vor den Tests wurde die Deflektometriemessung eines Heliostaten aus jeder Reihe des Feldes durchgeführt und die Reflektivität einiger Facetten ermittelt. Außerdem wurde genau dokumentiert, welcher Heliostat defekte Facetten an welcher Position besitzt, um das auch im Modell berücksichtigen zu können. Des Weiteren wurde ein kompletter Datensatz der meteorologischen Rohdaten (Direkte Normalstrahlung, Umgebungstemperatur, Windrichtung, Windgeschwindigkeit, Luftdruck und Feuchtigkeit) ausgewählt und zusammengestellt.

Als erstes wurde das Heliostatfeldmodell validiert (Kapitel 5.1), gefolgt von der Überprüfung des Temperaturmodells (Kapitel 5.2) und abschließend des Reaktionsmodells (Kapitel 5.3).

5.1 Validierung Heliostatfeldmodell

Als Testparameter wurden eine Solltemperatur jedes Moduls im Wasserspaltschritt von rund 1173 K und eine Solltemperatur während des Regenerationsschrittes von rund 1473 K festgelegt. Ziel des beispielhaften Testtages, dem 31.07.2009, war es, in möglichst vielen Zyklen Wasserstoff zu erzeugen. Da eine digitale automatisierte Dokumentation der Heliostatpositionen mit den entsprechenden Zielpunkten in dieser Testanlage zum Testzeitpunkt nicht möglich war, mussten die Daten per Hand im gesamten Tagesverlauf dokumentiert werden.

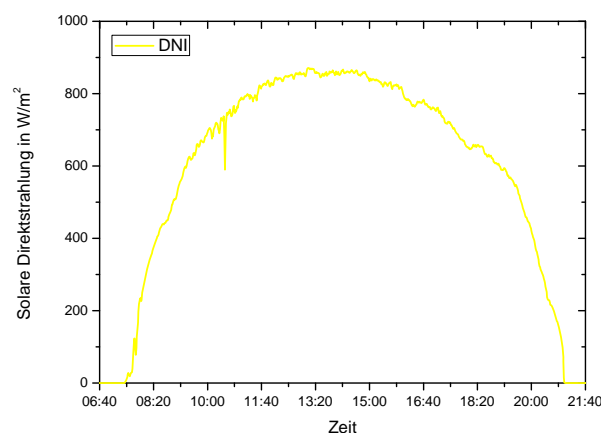


Abbildung 5.1: Direkte Normalstrahlung (DNI) auf der PSA, Spanien, am 31.07.2009

Die Flussdichtemessung wurde während jedes Halbzyklus bei einem Erreichen von konstanten Temperaturen durchgeführt. Dadurch standen am Ende des Testtages zehn Messpunkte für die minimale, die mittlere und die maximale Flussdichte und Leistung zur Verfügung (vgl. Tabelle 5.1). Die Arbeiten von Ulmer et al haben gezeigt, dass insbesondere durch den Einsatz des vorgeschlagenen spektralen Korrekturfilters und durch spektrale und winkelabhängige Korrekturen der Radiometer eine signifikante Verbesserung der Messgenauigkeit des Turmmesssystems Prohermes von bisher $\pm 20\%$ auf $\pm 5\%$ erreicht wurde^{[102] [103]}.

Tabelle 5.1: Flussdichtemessergebnisse Hydrosol-Pilotanlage am 31.07.2009

Zeit	Einstrahlung in kW/m ²				Leistung in kW
	Mittelwert	Minimum	Maximum	Standard-abweichung	Apertur
11:43:24	242.8	183.3	285.7	23.8	33.4
12:22:35	305.5	237.2	351.4	26.7	46.5
13:00:32	135.4	118.9	142.8	4.9	20.6
13:25:03	316.1	242.9	358.1	29.8	48.1
13:58:16	131.5	114.4	140.9	5.5	20.0
14:28:08	315.2	287.8	330.3	8.4	47.9
14:59:45	124.8	111.8	130.2	3.3	19.0
15:29:01	302.7	244.8	332.9	21.1	46.0
15:59:18	123.1	105.2	133.7	6.4	18.7
16:31:36	313.4	245.9	356.7	25.8	47.7

Zur Validierung des Heliostatfeldmodells wurden die realen Heliostatzielpunkte der 93 Heliostaten über den ganzen Testtag als Matrix mit minütlicher Auflösung (Zielpunkt 1 = Receivermodul 1; Zielpunkt 2 = Receivermodul 2; Zielpunkt 3 = Standbyposition; Zielpunkt 4 = Parkposition), der Azimuthwinkel der Sonne, der Elevationswinkel der Sonne, das Reaktormodell, das Abschattungsmodell, die Deflektometriedaten der Heliostaten und die solare Direktstrahlung in minütlicher Auflösung als Eingangsparameter an das Modell übergeben.

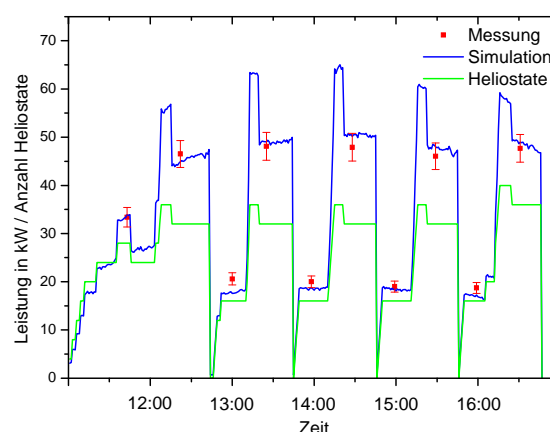


Abbildung 5.2: Vergleich der Flußdichtemessung und der Flußdichtesimulation

Das Modell berechnet dann mit diesen Eingangsparametern die minimale, die mittlere und die maximale Flussdichte auf der Receiveroberfläche und den beiden Reaktor-Modulen, die Leistung auf dem kompletten Receiver und den beiden Reaktor-Modulen und den Azimuth- und den Elevations-Winkel jedes Heliostaten.

Als Ergebnisse sind minütlich aufgelöst die eingestrahelte Leistung, die Flussdichteverteilung und die Anzahl der benötigten Heliostaten dargestellt (vgl. Abbildung 5.2). Die mittlere Abweichung liegt bei 4,34 %. Folglich liegen die aus der Simulation resultierenden Leistungswerte im Rahmen der oben genannten Messungenauigkeit. Das Modell wurde später noch erweitert, damit eine sekundliche Auflösung erreicht wird, die für die Regelung und das realnahe Tracking, die Nachführung mit Geschwindigkeiten, die der Realität entsprechen, der Heliostaten notwendig ist.

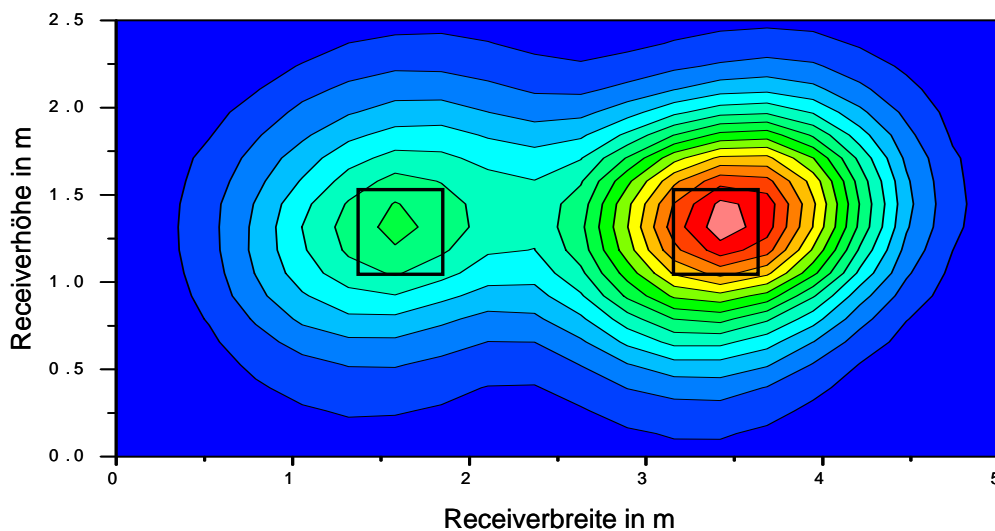


Abbildung 5.3: Mit STRAL simulierte Flussdichteverteilung auf dem Hydrosol-Receiver

Ein wesentlicher Vorteil der Simulation ist die hohe zeitliche Auflösung der Simulationsergebnisse, die es erlaubt, für jeden Zeitpunkt die Flussdichte und die Solarleistung auf dem Receiver zu berechnen. Auf die Kamera-Target-Meßmethode kann daher zukünftig weitestgehend verzichtet werden (vgl. Abbildung 5.3). Des Weiteren kann mit diesem Modell ein simuliertes Heliostatfeld das reale Heliostatfeld in der Regelstrecke ersetzen, da es vorteilhaft ist, kontinuierlich die konzentrierte Flussdichte und die daraus resultierende Leistung auf dem Receiver zu kennen (Software in the Loop).

5.2 Validierung Reaktormodell

Die Simulationsergebnisse des Reaktormodells hinsichtlich Temperatur werden mit den Thermoelementmessungen und den Thermokameramessungen verglichen. Das Hauptaugenmerk liegt hierbei auf der Temperatur der Parallelkanalmonolithe, da die Temperatur der Hauptparameter für die Wasserstofferzeugung und für die Regeneration ist.

Die Eingangsparameter für die Validierung sind die im vorigen Kapitel berechnete Leistung in minütlicher Auflösung, die Umgebungstemperatur, Windgeschwindigkeit und Windrichtung. Windgeschwindigkeit und Windrichtung fließen aktuell noch nicht in die Validierung und in die Simulationen ein, da sie ortsnahe beim Receiver gemessen werden müssten, was in der Testanlage nicht möglich war. Später kann das Modell einfach dafür erweitert werden. Die Solltemperaturen für den Produktions- und den Regenera-

tionsschritt werden an dieser Stelle zur Validierung nicht benötigt, da sie erst bei dem geschlossenen Regelkreis und einer Regelung aktiv werden. Als Vergleichs-Temperatur wurde ein Mittelwert aus den mit Thermoelementen in den neun Parallelkanalmonolithen gemessenen Temperaturen genutzt. Die Thermoelemente wurden von hinten in einen der mittleren Kanäle eines jeden Monolithen eingeführt. Sie wurden dann mit der Spitze ca. fünf Millimeter hinter der Frontfläche positioniert und dann fixiert. Um eine Zerstörung des Thermoelements durch die konzentrierte Solar-Strahlung zu vermeiden, wurde der Bereich des Kanals vor dem Thermoelement mit Aluminiumoxid-Wolle verschlossen. Somit wurde die Temperatur nicht direkt an der Oberfläche der Keramik aber annäherungsweise fünf Millimeter dahinter gemessen.

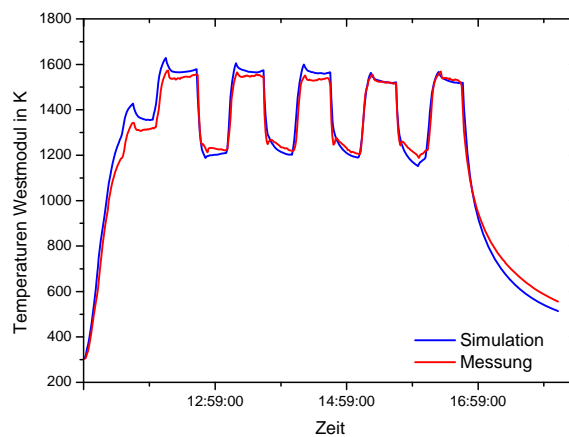


Abbildung 5.4: Vergleich der Temperaturmessung und der Temperatursimulation

Als Ergebnis gibt das Modell die Temperaturen an den elf definierten Stellen im Reaktor aus. Die Ergebnisse der Temperatursimulation liegen sehr nah an den gemessenen Temperaturen. Die simulierten Temperaturen der Keramik haben zu der gemessenen Mitteltemperatur der neun Parallelkanalmonolithe eine mittlere Abweichung von 2,9 %. Die Abweichung liegt im Bereich des Fehlers von Thermoelementen der Klasse 1, der in dem Temperaturbereich bei 0,5 % liegt, und des Gesamtfehlers der Datenerfassung, der bei 3 % liegt. Zu beachten ist hier aber, dass als Eingangsparameter die simulierte Leistung genutzt wird, die schon fehlerbehaftet ist. Wichtiger ist, dass die Verläufe vergleichbar sind, was wie in Abbildung 5.4 gut zu sehen ist.

5.3 Validierung Reaktionsmodell

Die Ergebnisse der Temperatursimulation und die Anzahl der im realen Reaktor bereits erfolgten Regenerationsschritte wurden dann als Eingangsparameter für das Reaktionsmodell genutzt. Die Simulationsergebnisse des Reaktionsmodells wurden danach mit den Messwerten des Massenspektrometers verglichen. Die Messwerte des Gaschromatographen waren dazu nur bedingt geeignet, da das Zeitintervall für eine Messung mit bis zu zwei Minuten sehr lang ist. Die mittlere Abweichung zwischen Messung und Simulation beträgt rund 25 %. Da der Verlauf des simulierten und des realen Messsignals sehr ähnlich sind,

wurde hier auf eine weitere Optimierung verzichtet. Es sollte in dieser Arbeit nur gezeigt werden, dass ein Reaktionsmodell an die Kombination aus Heliostatfeldmodell und Temperaturmodell prinzipiell angekoppelt werden kann. Da die Metalloxid-Systeme sich in der fortlaufenden Entwicklung befinden, sollte eine Integration eines präziseren Reaktionsmodells in der Zukunft erfolgen bzw. laufend an die Weiterentwicklungen auf der Materialseite angepasst werden.

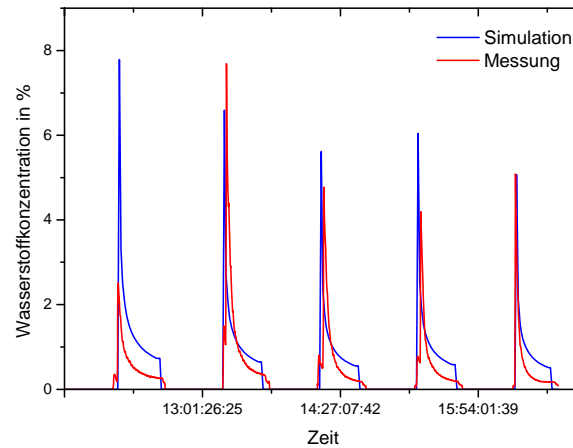


Abbildung 5.5: Vergleich der Wasserstoff-Messung und der Wasserstoff-Simulation

6 Simulation von Betriebszuständen und der Prozessregelung

In diesem Kapitel wird zunächst die offene Strecke auf Stabilität untersucht (Kapitel 6.1). Dies wurde zwar vor der Validierung des Modells mit realen Testdaten vorgenommen, passt aber besser in dieses Kapitel, da später diese Untersuchung auch noch für den geschlossenen Regelkreis vorgenommen wird (Kapitel 6.4.3). Dann wird das statische Verhalten des Gesamtsystems überprüft (Kapitel 6.2), der optische Jahres-Heliostatfeldwirkungsgrad ermittelt (Kapitel 6.3), um danach dann das Regelungskonzept zu entwerfen (Kapitel 6.3). Am Ende des Kapitels wird dann noch der geschlossene Regelkreis mit typischen Betriebszuständen und auszuregelnden Störungen verifiziert (Kapitel 6.5). Aus diesen Erkenntnissen wird dann als letztes die Betriebsstrategie der Gesamtanlage entwickelt (Kapitel 6.6).

6.1 Untersuchung der offenen Strecke

Die im Kapitel 4.3.4 hergeleitete Zustandsraumdarstellung kann nun genauer auf Stabilität untersucht werden. Stabilität bedeutet hier, dass das System nach einer Anfangsauslenkung wieder in eine stabile Lage zurückkehrt und keine sich steigernde Schwingung entsteht. Sollte eine solche Schwingung entstehen, wäre das System instabil. Dazu müssen die nichtlinearen Gleichungen linearisiert werden: Die Linearisierung wurde bereits in Kapitel 2.3.5 näher erläutert. Anhand dieser Definition werden die linearisierten Gleichungen berechnet, die dann für die Stabilitätsuntersuchungen genutzt werden. Beispielfhaft sei hier die Linearisierung der Gleichung für die Keramiktemperatur aufgeführt:

$$\begin{aligned} \dot{T}_K = & A_{1-1} \cdot T_K + A_{1-2} \cdot T_K^4 + A_{1-4} \cdot T_F^4 + A_{1-5} \cdot T_B + A_{1-8} \cdot T_G^4 \\ & + A_{1-14} \cdot T_{Flvk} + A_{1-15} \cdot T_{Flm} + A_{1-16} \cdot T_{Fln} + B_{1-1} \cdot Q_{HS} \end{aligned} \quad \text{Gleichung 6.1}$$

Das ergibt dann:

$$\begin{aligned} \dot{T}_K(x_0 + \Delta x) = & \dot{T}_K(x_0) + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_K} \cdot \Delta T_K + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_F} \cdot \Delta T_F \\ & + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_B} \cdot \Delta T_B + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_G} \cdot \Delta T_G + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_{Flvk}} \cdot \Delta T_{Flvk} \\ & + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_{Flm}} \cdot \Delta T_{Flm} + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta T_{Fln}} \cdot \Delta T_{Fln} + \frac{\delta \dot{T}_K(x_0)}{\delta Q_{HS}} \cdot \Delta \dot{Q}_{HS} \end{aligned} \quad \text{Gleichung 6.2}$$

Nach Umformung ergibt sich:

$$\begin{aligned} \Delta \dot{T}_K = \dot{T}_K(x_0 + \Delta x) - \dot{T}_K(x_0) = & \left(A_{1-1} + 3 \cdot A_{1-2} \cdot T_{K0}^3 \right) \cdot \Delta T_K + \\ & 3 \cdot A_{1-4} \cdot T_{F0}^3 \cdot \Delta T_F + A_{1-5} \cdot \Delta T_B + 3 \cdot A_{1-8} \cdot T_{G0}^3 \cdot \Delta T_G \\ & + A_{1-14} \cdot T_{Flvk} + A_{1-15} \cdot T_{Flm} + A_{1-16} \cdot T_{Fln} + B_{1-1} \cdot Q_{HS} \end{aligned} \quad \text{Gleichung 6.3}$$

Die Linearisierungen der anderen Gleichungen wurden nach demselben Schema gebildet. Um eine Aussage über die Stabilität der offenen Strecke machen zu können, werden die Polstellen des Systems betrachtet. Die Polstellen der Strecke entsprechen den Eigenwerten der Matrix A , also den Nullstellen der charakteristischen Gleichung. Anhand der Lage dieser Eigenwerte in der komplexen Ebene kann festgestellt werden, ob das System stabil ist (vgl. Kapitel 2.3.5). Offene Strecke bedeutet, dass keine Größe zurückgeführt wird. Eine Eingangsgröße wird dem System auf der einen Seite zugeführt und nach Durchlaufen der Strecke entsteht auf der anderen Seite eine bestimmte Ausgangsgröße. Dabei hat die Ausgangsgröße keinerlei Einfluss auf die Eingangsgröße. Bei einer geschlossenen Strecke, die in dieser Arbeit später behandelt wird, wird bewusst eine Ausgangsgröße zurückgeführt. Sie hat damit einen Einfluss auf die Eingangsgröße. Durch diese Rückführung kann die Art und das Ausmaß des Eingreifens des Reglers festgelegt werden^[99].

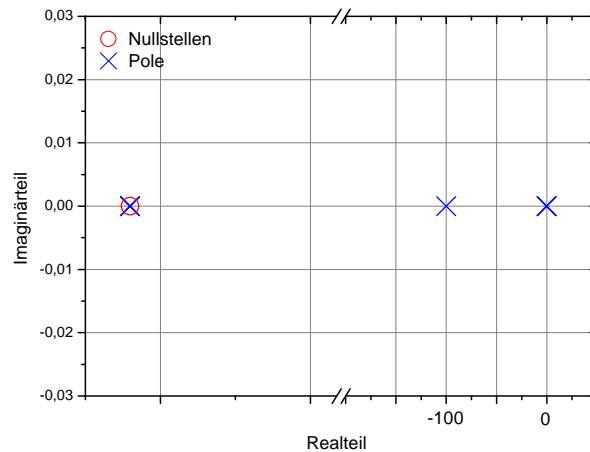


Abbildung 6.1: Die Pole und die Nullstellen der offenen Strecke

Die Matrix A hat nach der Linearisierung die Dimension $[11 \times 11]$. Daher besitzt das System elf Polstellen, die in diesem Fall alle negativ sind und damit einen negativen Realteil annehmen. Veranschaulicht bedeutet dies, dass alle Zustände (Temperaturen) stabil sind. Dies entspricht formalisiert der Schlussfolgerung, dass beim Betrachten des Systems ab einem bestimmten Zeitpunkt und Entfernen aller äußeren Einflüsse, sämtliche Temperaturen nach einer bestimmten Zeit einen konstanten Wert (hier: Umgebungstemperatur) annehmen müssen.

Laut Definition, wie in Kapitel 2.3.4 bereits beschrieben, ist ein System genau dann stabil, wenn die Eigenwerte λ_i der Matrix A die Bedingung

$$\operatorname{Re}(\lambda_i) \leq 0$$

Gleichung 6.4

erfüllen und ist genau dann asymptotisch stabil, wenn

$$\operatorname{Re}(\lambda_i) < 0$$

Gleichung 6.5

Da in dem vorliegenden Fall alle Polstellen einen negativen Realteil besitzen, ist die Stabilitätsbedingung erfüllt. Das System ist asymptotisch stabil^[99].

6.2 Statisches Verhalten des Systems

Bei Regelungssystemen wird zwischen dem dynamischen Verhalten (Zeitverhalten) und dem statischen Verhalten (Beharrungsverhalten) unterschieden. In diesem Kapitel wird auf den Eingang des Systems eine sprunghörmige Änderung des Eingangssignals gegeben (Sprung). Dadurch werden die Anfangszustände des Ausgangs zu der Zeit $t \leq 0$ in einen stationären Endzustand übergeführt. Variiert man die Sprunghöhe des Eingangs erhält man die statischen Kennlinien. Diese Kennlinien beschreiben das statische Verhalten in dem relevanten Arbeitsbereich. In Kapitel 6.2.1 werden auf den Eingang des Temperaturmodells Leistungen mit verschiedenen Werten gegeben, in Kapitel 6.2.2 wird auf die Kombination von Solarfeldmodell und Temperaturmodell eine konstante DNI gegeben. Statisches Verhalten des Wasserstoffmodells oder einer Kombination mit den anderen Modellen wird hier nicht untersucht, da bei dem aktuellen Entwicklungsstand und Degradationsverhalten der Metalloxid-Beschichtungen noch kein optimales statisches Verhalten realisiert werden kann.

6.2.1 Konstante Leistung

In diesem Unterkapitel wird das Temperaturmodell unabhängig betrachtet. Auf den Eingang der offenen Strecke werden verschiedene Leistungen zwischen 2 und 60 kW als Sprung gegeben. Anschließend wird das Systemverhalten betrachtet, bis sein Ausgang eine konstante Temperatur erreicht (Sprungantwort). Wichtig für den Prozess der Wasserstofferzeugung ist die Temperatur der Wabenstruktur. Daher wird gewartet bis diese einen konstanten Wert annimmt.

Mit den statischen Kennlinien aus Abbildung 6.4 wurde dann die Funktion zur maximalen Temperatur in Abhängigkeit zur zugeführten Leistung erstellt (siehe Abbildung 6.3) und mit einem Polynom 4. Grades gefittet, da die Abstrahlung der Reaktorwände und der Quarzglasscheibe mit dem Term T^4 in die Berechnung einfließt.

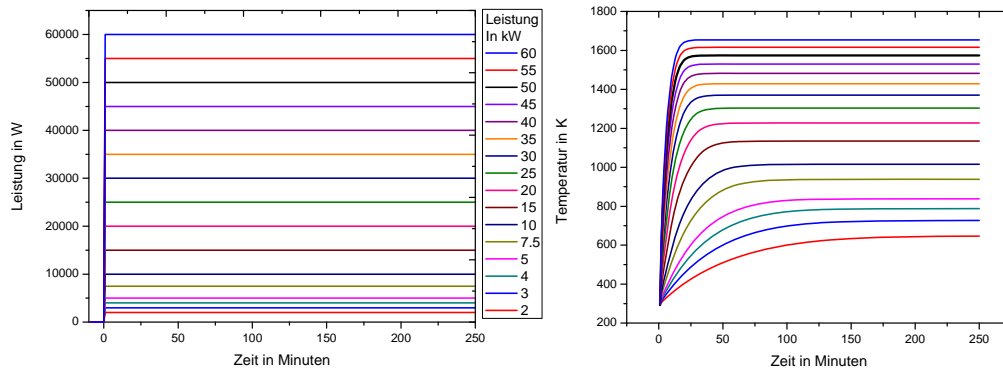


Abbildung 6.2: Die statische Leistung und die daraus resultierende Temperatur

Hieraus wird ersichtlich, dass 1073 K als Temperatur der Wabenstruktur durch Einkopplung einer Leistung von 12,3 kW erreicht wird. Für eine Temperatur von 1173 K wird eine Leistung von 16,4 kW und für die Regenerationstemperatur von 1473 K eine Leistung von 38,5 kW benötigt. Durch solche Korrelationen ermöglicht das Simulationsmodell die Vorausberechnungen von benötigter Leistung und die dazu optimalen Heliostatkonfiguration für eine geplante, reale Anlage.

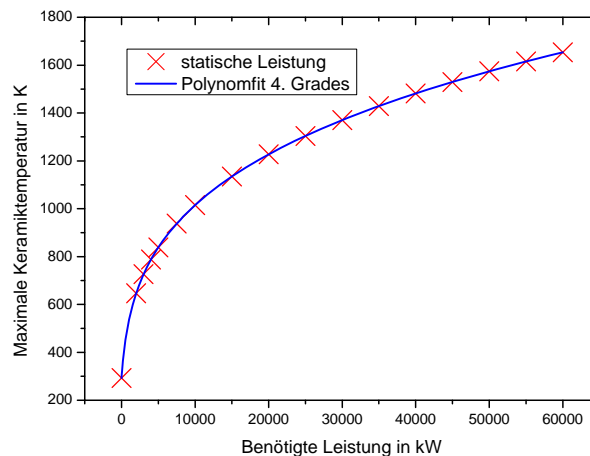


Abbildung 6.3: Die benötigte Leistung in Abhängigkeit zur Maximal-Temperatur

6.2.2 Konstante solare Direktstrahlung

Der nächste Schritt ist die Ermittlung des statischen Verhaltens der Anlage in der Betrachtung durch die Kombination aus Solarfeld- und Temperaturmodell. Dazu wird ein Sprung der solaren Direktstrahlung auf den Eingang des Gesamtmodells geschaltet. Die erzwungenen Systemänderungen (Sprungantworten) während der Annäherung an eine neue Gleichgewichtswabentemperatur werden beobachtet und analysiert. Das PT_1T -Verhalten ergibt sich aus der Verzögerung, dass die Heliostaten aus der Standby-Position in den Fokus geschwenkt werden und dass maximal vier Heliostaten pro Minute fokussiert werden dürfen. In dem folgenden Abschnitt 6.4.4 wird eine dieser Sprungantworten genutzt, um die Regelparameter zu bestimmen.

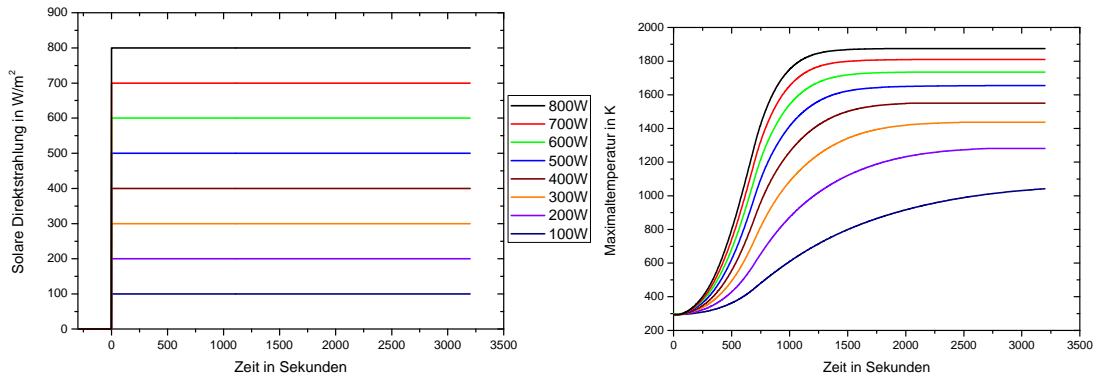


Abbildung 6.4: Die statische solare Direktstrahlung und die daraus resultierende Temperatur

Wie im vorangegangenen Kapitel wird aus den statischen Kennlinien eine Funktion der maximalen Absorbertemperatur in Abhängigkeit der solaren Direktstrahlung zum Sonnenhöchststand erstellt. Da an dieser Stelle Effekte wie Kosinusverluste, Abblockung und Abschattung des Heliostatfeldes mit in die Funktion einfließen, wurde diese Funktion für zwei Tage im Jahr ermittelt (siehe Abbildung 6.5).

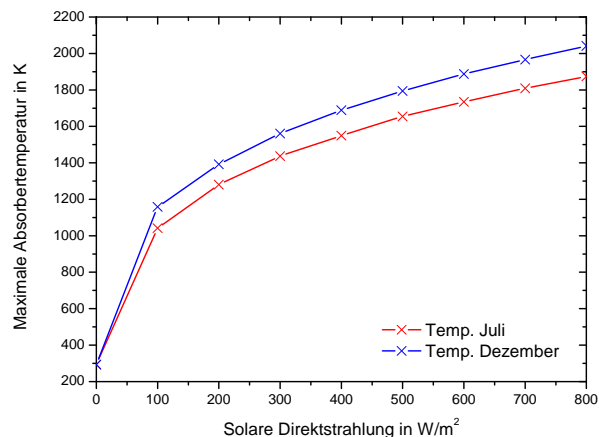


Abbildung 6.5: Der Vergleich von der Maximaltemperatur im Sommer-/Winterbetrieb

Auffällig hier ist, dass im Sommer die maximal zu erreichende Temperatur am geringsten ist. Dies resultiert daraus, dass im Sommer bei diesem System, bei dem der Receiver auf einer sehr geringen Höhe von 26 m platziert ist, die Kosinusverluste am größten sind und diese die Abschattungs- und Abblockungsverluste, die durch den niedrigen Sonnenstand im Winter hervorgerufen am höchsten sind, übersteigen.

6.3 Optischer Jahres-Heliostatfeldwirkungsgrad

Eine genauere Bestimmung der Zeiten, in denen der Reaktor aufgrund von ausreichend verfügbarer solarer Einstrahlung betrieben werden kann, kann über den optischen Heliostatfeldwirkungsgrad erfolgen. Der optische Wirkungsgrad eines Heliostatfeldes ist definiert als Quotient aus der auf die Receiverapertur

einfallende Leistung P_{Rec} und der Gesamtspiegel­fläche $n_{\text{Spiegel}} \cdot A_{\text{Spiegel}}$ multipliziert mit der solaren Direktstrahlung DNI (vgl. Gleichung 6.6). Der optische Wirkungsgrad wird durch Kosinus-, Abschattungs-, Abblockungs-, Reflexions-, Atmosphären- und Spillageverluste reduziert.

$$\eta_{\text{Feld}} = \frac{P_{\text{Rec}}}{A_{\text{Spiegel}} \cdot n_{\text{Spiegel}} \cdot \text{DNI}} \quad \text{Gleichung 6.6}$$

Stellt man diese Formel nach der DNI um, kann man die mindestens benötigte DNI bestimmen - auf der Grundlage der Kenntnis der für die jeweilige Temperatur im Reaktor benötigten Leistung (vgl. Kapitel 6.2.1). Zur Berechnung des Feldwirkungsgrades wurde die Software HFLCAL genutzt. HFLCAL ist eine Software zur Auslegung und Optimierung von Solarturmsystemen, die in einer Grundversion bereits Anfang der 80er Jahre entwickelt wurde. Sie basiert auf einem vereinfachten Ansatz zur Berechnung der Verteilung der von einem Heliostaten reflektierten Strahlung. Die dadurch gewonnene Rechengeschwindigkeit ermöglicht die Auslegung und Optimierung von Heliostatfeldern auf der Basis von Jahresertragsberechnungen. HFLCAL wird seit 15 Jahren im DLR eingesetzt und ständig weiterentwickelt^[104]. Für die Anwendung des Modells und für die Feldwirkungsgradberechnung wurden die Randbedingungen des Martin Marietta Heliostats, des CRS-Heliostatfelds, des Solarturmes und des Receivers hinterlegt. Der maximale Feldwirkungsgrad beträgt in diesem Fall nur knapp 12 %, da der Receiver nur auf der halben Höhe des Turmes angeordnet ist (vgl. Abbildung 6.6). Mit diesen berechneten Parametern kann für jeden Tag eines Jahres der Zeitpunkt bestimmt werden, ab dem es sinnvoll ist, die Anlage zu starten oder entsprechend den Betrieb zu beenden.

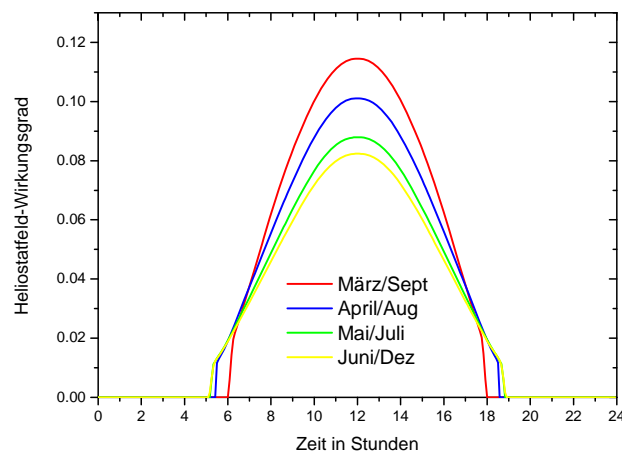


Abbildung 6.6: Der Jahres-Heliostatfeldwirkungsgrad des SSPS-Feldes auf der PSA, Spanien

6.4 Regelungskonzept

In diesem Abschnitt der Arbeit wird zuerst die Reglerstruktur für das System festgelegt (Kapitel 6.4.1), dann der Regler entworfen und in die Zustandsraumdarstellung integriert (Kapitel 6.4.2). Schließlich wird die Stabilität des geschlossenen Regelkreises untersucht (Kapitel 6.4.3).

6.4.1 Reglerstruktur

Die Zielsetzung für den zu entwerfenden Regler ist es, die Keramik-Temperatur T_K am jeweiligen Betriebspunkt, für die Produktion bei 1073 K und für die Regeneration bei 1473 K, innerhalb vorgegebener Toleranzen (± 50 K), konstant zu halten. Der zu entwerfende Regler besitzt mittels zweier Systemeingangsgrößen die Möglichkeit, das Verhalten des Systems mit dieser Zielsetzung zu beeinflussen.

Daher wird für die Regelung des Reaktors ein Reglerkonzept gewählt, dass aus zwei Teilen besteht:

- Eine Grobregelung mit der ersten Eingangsgröße, die der Kompensation großer Regelabweichungen dient, jedoch nicht in der Lage ist, stationäre Genauigkeit herzustellen
- Eine Feinregelung mit der zweiten Eingangsgröße zur Kompensation kleiner Regelabweichungen, mit der eine stationäre Genauigkeit für alle Fälle gewährleistet werden kann.

Der erste der beiden Eingänge u_1 ist die vom Spiegelfeld eingestrahlte Leistung \dot{Q}_{HS} . Diese Leistung wird mit dem Simulationstool STRAL unter Berücksichtigung der gewählten Spiegel (Position im Feld) und der zu diesem Zeitpunkt vorherrschenden äußeren Bedingungen (DNI, Uhrzeit, etc.) ermittelt und dem Temperaturmodell anschließend als Wert übergeben.

Als zweiter *Eingang* u_2 für das Modell steht die innerhalb eines gewissen Bereiches einstellbare Fluidtemperatur T_{FSoll} der Gasvorheizung zur Verfügung. Im vorliegenden Fall erstreckt sich das über die Heizung erreichbare Temperaturintervall von 383 K bis 583 K. Die Heizung ist also in der Lage, das Fluid um maximal 200 K zu erhitzen.

Eine Massenstromregelung kann aufgrund der immensen Betriebskosten nicht genutzt werden. Hier müssten große Mengen an Stickstoff und Wasserdampf zur Verfügung gestellt werden, die nachher ungenutzt den Reaktor verlassen oder zusätzlich wieder Trennprozessen zugeführt werden müssen.

Der *erste Eingang*, der die Grobregelung der Zieltemperatur übernimmt, kann nur in diskreten Schritten erhöht bzw. erniedrigt werden, da die Gesamtleistung des Receivers diskret um die Leistung eines Einzelspiegels erhöht bzw. erniedrigt wird, indem dieser fokussiert bzw. defokussiert wird. Aufgrund dieser Diskretisierung kann für den allgemeinen Fall mittels des *Einganges* u_1 keine stationäre Genauigkeit des geschlossenen Regelkreises gewährleistet werden. Eine Regelung, die als ausschließlichen Stellparameter die Anzahl der fokussierten Spiegel nutzt, ist nur in speziellen Fällen (diskrete Zieltemperaturen) in der Lage, die gewünschte Temperatur stationär genau einzustellen. Daher ist *der zweite Eingang* zur Variation der Fluidtemperatur notwendig, der dann die Feineinstellung der zu regelnden Keramik-Temperatur realisiert.

Die Regelung der Reaktortemperatur wird, aufgrund der vorangegangenen Überlegungen, über zwei einzelne Regler bewerkstelligt. Ein PI-Regler mit konstantem Wärmestrom wird die Regelung der Leistung

\dot{Q}_{HS} übernehmen. Die Feineinstellung der Fluidtemperatur T_{FISoll} mittels Gasvorheizung auf der anderen Seite wird ein zweiter PI-Regler übernehmen.

Der erste Regler funktioniert derart, dass er mit einer bestimmten Ausgangsbegrenzung über die Spiegelfläche die Temperatur des Betriebspunktes einregelt. Tritt nun eine Störung auf, die eine gewisse Toleranzgrenze überschreitet, beginnt der PI-Regler wieder die Störung auszuregeln. Sobald die Toleranzgrenze wieder unterschritten wird, pausiert der Regler und behält ein konstantes Ausgangssignal. Daher wird ein ständiges Fokussieren und Defokussieren einzelner Heliostaten verhindert. Die Feineinstellung innerhalb der Toleranzgrenze übernimmt der PI-Regler der Gasvorheizung, der die gesamte Zeit aktiv ist und die Fluidtemperatur entsprechend regelt^[99].

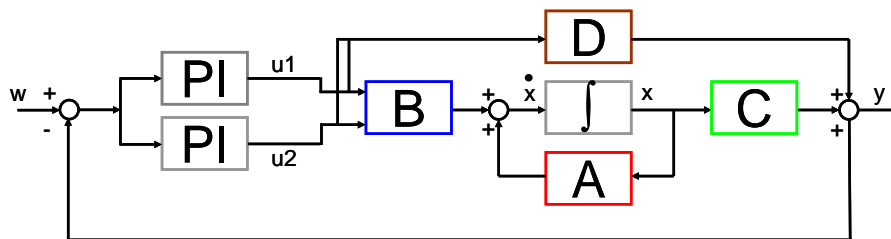


Abbildung 6.7: Blockdiagramm des Reglerkonzepts eines PI-Regler für die Heliostatleistung und die Gasvorheizung

Auf der rechten Seite der Abbildung 6.7 ist das schon bekannte Modell des Systems, auf der linken Seite sind die beiden einzelnen Regler dargestellt. Die Matrix D ist eine Nullmatrix. Man spricht in dem Fall von einem „nicht sprungfähigen“ System, da mehr Polstellen als Nullstellen vorhanden sind. Ein sprungfähiges System liegt bei gleicher Anzahl an Polstellen und Nullstellen vor^[105].

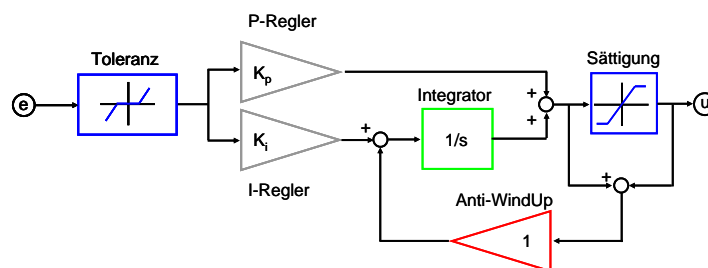


Abbildung 6.8: Blockdiagramm eines PI-Reglers mit Anti-WindUp-Funktion, Toleranzbereich und Sättigung

Die Abbildung 6.8 zeigt den grau eingefärbten PI-Regler, inklusive eines Begrenzers („Sättigung“) und Anti-WindUp^[106]. Der eingesetzte Begrenzer legt den Arbeitsbereich der Gasvorheizung fest. Das ergänzende Anti-WindUp verhindert, dass bei einem Regler mit I-Anteil ein zusätzlich entstehender Regelfehler aufintegriert wird, der Integrator überläuft und Instabilitäten auftreten.

6.4.2 Reglerentwurf

Zielsetzung ist die Entwicklung eines Folgereglers, der die Sollfolgewerte für die benötigten Prozesstemperaturen, 1073 K für die Produktion und 1473 K für die Regeneration, erhält. Mit dieser Vorgabe regelt dann der Regler die Ist-Temperatur auf den benötigten Sollwert ein. Um das zu realisieren wird die Zustandsraumdarstellung der offenen Strecke zur Zustandsraumdarstellung des geschlossenen Regelkreises erweitert^[99]. Für den Eingangsvektor ergibt sich dann:

$$u = k_{pQ} \cdot \dot{x}_i + k_{pF} \cdot \dot{x}_i + k_{iQ} \cdot x_i + k_{iF} \cdot x_i \quad \text{Gleichung 6.7}$$

k_{pQ} , k_{pF} , k_{iQ} und k_{iF} sind die Reglerparameter, welche in Kapitel 6.4.4 ermittelt werden. Bei den Reglerparametern steht der Index p für den P-Regler, der Index i für den I-Regler, der Index Q für den Leistungsregler und der Index F für den Gasvorheizungsregler. \dot{x}_i entspricht der Regelabweichung und ist somit die Differenz zwischen Soll- und Ist-Temperatur der Wabenstruktur:

$$\dot{x}_i = T_{KSoll} - T_K \quad \text{Gleichung 6.8}$$

T_K lässt sich auch mit der Messmatrix C als $T_K = C \cdot x$ ausdrücken. Kombiniert man nun den ersten Teil der Zustandsraumdarstellung (Gleichung 4.23) mit Gleichung 6.7 ergibt sich:

$$\dot{x} = A \cdot x + B \cdot (k_{pQ} \cdot \dot{x}_i + k_{pF} \cdot \dot{x}_i + k_{iQ} \cdot x_i + k_{iF} \cdot x_i) \quad \text{Gleichung 6.9}$$

Die Matrizen A und B sind die bereits bekannten Zustands- und Steuermatrizen. Fasst man die Faktoren k_{pQ} , k_{pF} , k_{iQ} und k_{iF} als Vektoren zusammen, ergeben sich folgende Gleichungen:

$$K_p = \begin{bmatrix} k_{pQ} \\ k_{pF} \end{bmatrix} \quad \text{sowie} \quad K_i = \begin{bmatrix} k_{iQ} \\ k_{iF} \end{bmatrix} \quad \text{Gleichung 6.10}$$

Integriert man nun noch Gleichung 6.8 und Gleichung 6.10 in Gleichung 6.9, erhält man folgenden Ausdruck:

$$\dot{x} = (A - B \cdot K_p \cdot C) \cdot x + B \cdot K_i \cdot T_{KDiff} + B \cdot K_p \cdot T_{KSoll} \quad \text{Gleichung 6.11}$$

Hier entspricht T_{KDiff} der Variable x_i , T_{KSoll} der Variable \dot{x}_i (vgl. Gleichung 6.9), für T_K wird dieser Ausdruck in die Gleichung 6.8 eingefügt und ergibt:

$$\dot{x}_i = T_{KSoll} - C \cdot x \quad \text{Gleichung 6.12}$$

\dot{x} und \dot{x}_i können wiederum zu einem neuen Vektor zusammengefasst werden:

$$\dot{\bar{x}} = \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{x}_i \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 6.13}$$

Nach Einsetzen der Gleichung 6.11 und Gleichung 6.12 in die Gleichung 6.13 ergibt sich der folgende Ausdruck:

$$\dot{\bar{x}} = \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{x}_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (A - B \cdot K_p \cdot C) & B \cdot K_i \\ -C & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ x_i \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} B \cdot K_p \\ 1 \end{pmatrix} \cdot w \quad \text{Gleichung 6.14}$$

w ist hier die Sollvorgabegröße somit entspricht es T_{KSoll} . Die zweite Zeile der Zustandsraumdarstellung

$$y = C \cdot x + D \cdot u \quad \text{Gleichung 6.15}$$

wird in diesem Fall umgeformt und ohne den Teil der Durchgangsmatrix zu dem Ausdruck:

$$y = (C \quad 0) \cdot \begin{pmatrix} x \\ x_i \end{pmatrix} \quad \text{Gleichung 6.16}$$

Aus diesen beiden Ausdrücken Gleichung 6.14 und Gleichung 6.16 ergibt sich dann die erweiterte Zustandsraumdarstellung für den geschlossenen Regelkreis:

$$\begin{aligned} \dot{\bar{x}} &= \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{x}_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (A - B \cdot K_p \cdot C) & B \cdot K_i \\ -C & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ x_i \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} B \cdot K_p \\ 1 \end{pmatrix} \cdot w \\ y &= (C \quad 0) \cdot \begin{pmatrix} x \\ x_i \end{pmatrix} \end{aligned} \quad \text{Gleichung 6.17}$$

Ausformuliert ergeben sich für den Klammerausdruck der x und x_i enthält und die Variable w folgende Ausdrücke:

$$\begin{pmatrix} x \\ x_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} T_K \\ T_K^d \\ T_F \\ T_F^d \\ T_B \\ T_B^d \\ T_G \\ T_G^d \\ T_{Ba} \\ T_{Ba}^d \\ T_{Ga} \\ T_{Fl} \\ T_{Flv} \\ T_{Flvk} \\ T_{Flm} \\ T_{Fln} \\ T_{KDiff} \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad w = T_{KSoll} \quad \text{Gleichung 6.18}$$

6.4.3 Stabilität des geschlossenen Regelkreises

Als nächstes werden die Nullstellen und Polstellen des geschlossenen Regelkreises mit Hilfe der Software Matlab[®] berechnet. In diesem Diagramm sind alle Pole und Nullstellen nicht eindeutig zu erkennen, da einige dicht beieinander oder sogar übereinander liegen.

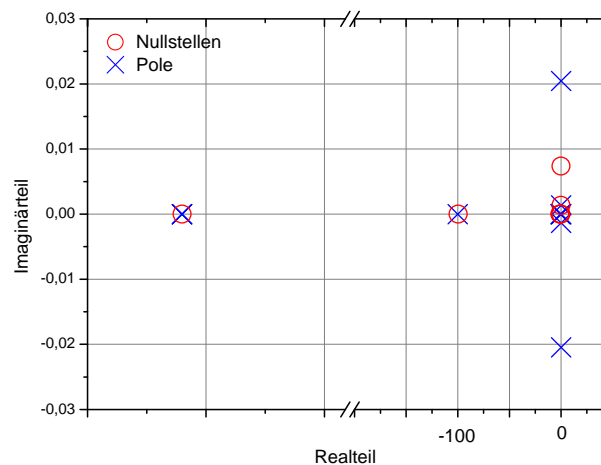


Abbildung 6.9: Die Pole und die Nullstellen des geschlossenen Regelkreises

In diesem Fall sind zwölf Polstellen n und elf Nullstellen m vorhanden, da $n > m$, d.h. mehr Polstellen als Nullstellen vorhanden sind, ist das System nicht sprungfähig.

Abbildung 6.9 zeigt, dass alle Polstellen in der linken Halbebene liegen und somit einen negativen Realteil haben. Nach der Definition ist das System stabil, wenn die Eigenwerte λ der Matrix A die Bedingung

$$\operatorname{Re}(\lambda_i) \leq 0 \quad \text{Gleichung 6.19}$$

erfüllen und es ist asymptotisch stabil, wenn folgendes Kriterium erfüllt ist:

$$\operatorname{Re}(\lambda_i) < 0$$

Gleichung 6.20

D. h. für dieses System ist eine asymptotische Stabilität gegeben. Das vorliegende System ist nicht vollständig steuerbar, also ist eine bestimmte Anzahl an Polstellen nicht verschiebbar. Daher stimmen einige der hier zu erkennenden Polstellen mit den Polstellen der offenen Strecke überein. Zusätzlich besitzen einige Polstellen eine Dämpfung kleiner eins. Dies wird durch von Null verschiedene Imaginärteile jeweiligen Polstellen indiziert, welche aufgrund dessen schwingen. Durch Anpassung der Verstärkungskonstanten k_{pQ} , k_{pF} , k_{iQ} und k_{iF} können die Polstellen verschoben und dadurch das System stärker gedämpft werden. Die hier abgebildeten Polstellen sind auf die für die Simulation verwendeten Konstanten für die beiden Betriebszustände abgestimmt und können sich bei einer Änderung der Betriebszustandsparameter verschieben^[99].

6.4.4 Bestimmung der Reglerparameter

Zur Bestimmung der Reglerparameter wurde ein heuristisches Verfahren, die Methode von Ziegler/Nichols, verwendet^[107]. Diese Methode wurde gewählt, da sie ein gutes Störverhalten besitzt, d. h. Störungen werden gut ausgeregelt. Allerdings besitzt sie den Nachteil eines leicht schwingenden Führungsverhaltens, d. h. der Temperatur-Istwert schwingt geringfügig um den Temperatur-Sollwert. In diesem Fall ist es kein Problem, wenn die Temperatur geringfügig schwingt. Wichtiger ist eine angemessene und gute Reaktion bei einer starken Änderung der solaren Direktstrahlung. In dieser Arbeit wurde die zweite Einstellregel von Ziegler verwendet, bei der die Strecke durch ein PT₁T-Glied (Übertragungsglied 1. Ordnung mit Totzeit) angenähert wird^[108].

$$K_s = \frac{X_a}{X_e}$$

Gleichung 6.21

Da es für diesen Prozess wichtig ist, ein Überschwingen bei der Regenerationstemperatur von 1473 K weitestgehend zu vermeiden, wurde der Temperaturbereich um diese Temperatur zur Bestimmung der Reglerparameter ausgewählt. In Kapitel 6.2.2 wurden bereits die Sprungantworten für verschiedene Werte der solaren Direktstrahlung analysiert. Weil Temperaturen bis 1523 K für den Regenerationsschritt sinnvoll und zulässig sind, wurde die simulierte Sprungantwort mit dem Eingangssprung von einer DNI von 400 W/m², aus dem der statische Ausgangswert von 1549 K resultiert, für die Bestimmung der Reglerparameter im Modell genutzt.

Zuerst muss mit Gleichung 6.21 die statische Verstärkung des Systems, auch Proportionalitätsfaktor genannt, ermittelt werden. Sie wird aus dem Verhältnis vom Ausgang zu Eingang im Beharrungsverhalten (statisches Verhalten) bestimmt.

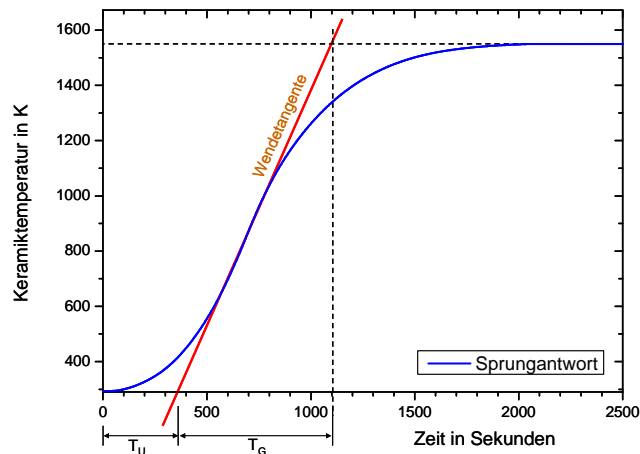


Abbildung 6.10: Die Sprungantwort mit der Wendetangente bei einer DNI von 400W/m^2

Als nächstes wird dann in der S-förmigen Sprungantwort die Wendetangente eingezeichnet und danach die Zeitkonstante T_G und die Totzeit T_U graphisch aus Abbildung 6.10 ermittelt.

$$K_p = \frac{0,9}{K_s \cdot T_G / T_U} \quad \text{Gleichung 6.22}$$

Mit Gleichung 6.22 kann dann der Verstärkungsfaktor K_p für den P-Regler nach Ziegler/Nichols berechnet werden.

$$T_I = 3,33 \cdot T_U \quad \text{Gleichung 6.23}$$

Zuletzt wird dann noch die Nachstellzeit T_I für den I-Regler nach Ziegler/Nichols mit Gleichung 6.23 ermittelt. Mit den Werten $K_p=0,134$ für den Verstärkungsfaktor und $T_I=1165\text{s}$ für die Nachstellzeit wurden schon widersprechende Ergebnisse erzielt. Allerdings wurden sie mit Parametervariation noch weiter optimiert. Hier wurde zuerst der Verstärkungsfaktor und dann die Nachstellzeit an Testtagen zu verschiedenen Jahreszeiten optimiert und ein Mittelwert gebildet. Am Ende lagen sie mit $K_p=0,1$ für den Verstärkungsfaktor und $T_I=1200\text{s}$ für die Nachstellzeit sehr nahe bei den berechneten Werten. Mit diesen Werten wurden die Tage erneut simuliert. Die Ergebnisse sind in Kapitel 6.5 zu finden. Somit kann in zukünftigen angepassten Modellen dieser Ansatz auch zur Reglerparameter-Bestimmung verfolgt werden.

6.5 Anwendung des geschlossenen Regelkreises

In diesem Kapitel wird der geschlossene Regelkreis angewendet. Zuerst werden vier Tage des Jahres ohne Wolkendurchgänge simuliert (Kapitel 6.5.1). Es wird jeweils ein Tag aus den Monaten März, Juli, September und Dezember des Jahres 2009 genutzt, da die bereits erwähnten, stark jahreszeitabhängigen

Effekte wie Kosinusverluste, Abschattung, Abblockung des Heliostatfeldes und die Umgebungstemperatur mit in die Simulation einfließen sollen. Es werden reale Tage mit guten Wetterbedingungen mit realer solarer Direktstrahlung ausgewählt. Solche Tage mit guten Einstrahl-Bedingungen sind die Hauptbetriebstage einer kommerziellen Anlage, da sich zu große Temperaturschwankungen negativ auf den Prozess auswirken. Mit dem vorliegenden Reaktorkonzept sind Fluktuationen der Solarleistung nur innerhalb gewisser Grenzen kompensierbar. Das bedeutet, dass solche Anlagen nur im Sonnengürtel der Erde errichtet werden können. Des Weiteren werden zusätzlich vier Tage mit Wolkendurchgängen simuliert, um das Systemverhalten und das Reglerverhalten in diesen Fällen zu analysieren, um daraus wiederum geeignete Betriebstrategien zu entwickeln.

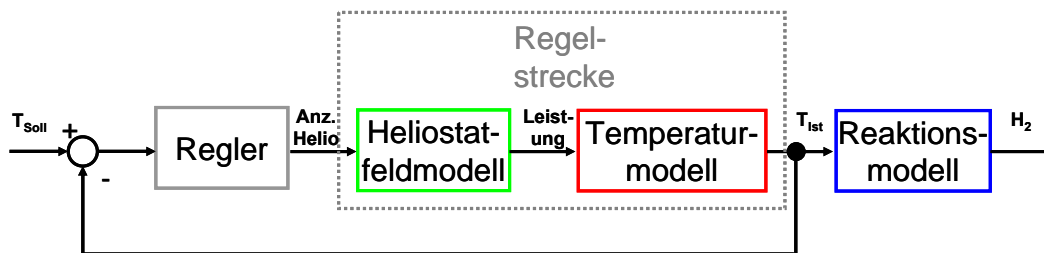


Abbildung 6.11: Blockdiagramm der vereinfachten Darstellung des geschlossenen Regelkreises

Es stellte sich heraus, dass die Regelung der Gasvorheizung einen zu geringen Einfluss auf die Temperatur der Wabenstruktur hat. Daher wurde die Eingangstemperatur der Fluide auf einen festen Wert von 473 K gesetzt. Aus diesem Grund vereinfachte sich die Darstellung des geschlossenen Regelkreises auf einen Regler (vgl. Abbildung 6.11). Bei zukünftigen Anlagen kann dieser Eingang in weiterentwickelten Modellen genutzt werden, wenn die Gasvorheizung einen größeren Temperaturbereich abdeckt, wenn z.B. mit Wärmeübertragern und einer Massenstrom-Bypass-Regelung gearbeitet wird.

6.5.1 Typische Betriebszustände

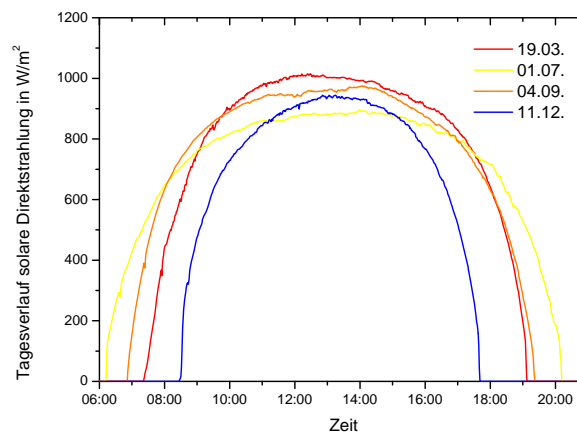


Abbildung 6.12: Optimale Solarstrahlungskonditionen an vier Tagen im Jahr

In Abbildung 6.12 sind die vier ausgewählten Tage mit einer störungsfreien solaren Direktstrahlung aus dem Jahr 2009 zu sehen. Es ist gut zu sehen, dass sich mit der Anlage wie erwartet an dem ausgewählten Sommertag die meisten Betriebsstunden pro Tag realisieren lassen. Allerdings kann das Maximum der Direktstrahlung im Winter vergleichbar der im Sommer sein, da die Luftverschmutzung durch Partikel und Aerosole im Winter geringer ist und trotz längerem Weg durch die Atmosphäre (vgl. Kapitel 2.1.1) weniger abgeschwächt wird.

In Abbildung 6.13 ist die Simulation für den 04.09.2009 zu sehen, die Ergebnisse der restlichen simulierten Testtage befinden sich in Anhang 5. Beim Anfahrprozess ist der Reglerausgang steigungs-limitiert, d. h. es können maximal vier Heliostaten pro Minute auf einen Zielpunkt fokussiert werden, um die Materialien schonend aufzuheizen. Es dauert folglich rund eine halbe Stunde, um den Absorber auf die Solltemperatur von 1073 K zu bringen und eine weitere halbe Stunde, um den Reaktor komplett durchzuwärmen. Die Solltemperatur von 1473 K wurde in der Anfahrphase mit maximal 10 K überschritten. Damit würde das System im Automatik-Betrieb nicht überhitzt werden. Die Abkühlrate vom Regenerations-schritt zum Wasserspaltschritt ist anfangs maximal, da alle Heliostaten defokussiert werden können, was die thermischen Tests gezeigt haben. Die Wasserspaltung kann aber schon bei Temperaturen um 1273 K beginnen. Der Regler startet daher beim Durchlaufen dieser Temperaturgrenze damit, die Heliostaten wieder zu fokussieren, um ein Unterschwingen der Temperatur zu vermeiden.

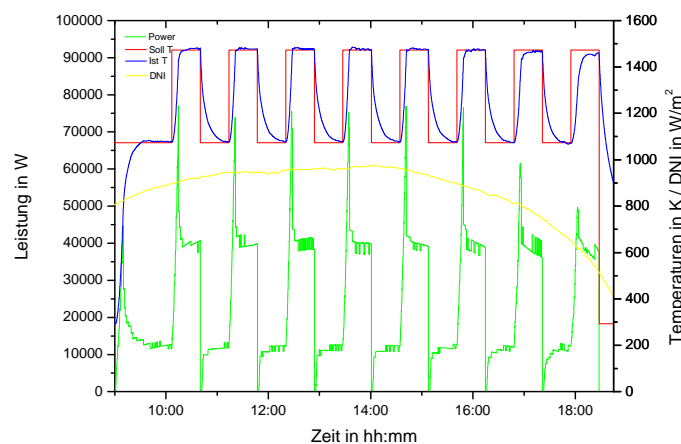


Abbildung 6.13: Die Simulationsergebnisse am 04.09.2009 bei optimalen Konditionen

Im letzten, in Abbildung 6.13 dargestellten, Regenerationsschritt ist das Heliostatfeld mit einer Leistung von weniger als 40 kW nicht mehr in der Lage, die Regenerationstemperatur von 1473 K zu erreichen. Dieser Sachverhalt wurde ebenso durch ein Aufschalten der statischen Leistung auf den Eingang des Temperaturmodells nachgewiesen (vgl. Kapitel 6.2.1 und Abbildung 6.2). Die statische DNI kann hier nicht zum Vergleich herangezogen werden, da sie zum Sonnenhöchststand ermittelt wurde (vgl. Kapitel 6.2.2). Daher wurde noch die Jahreswirkungsgrad-Berechnung herangezogen, mit der die minimale solare Direktstrahlung für jeden Punkt eines Tages berechnet werden kann (vgl. Kapitel 6.3).

6.5.2 Kompensation von Störungen

Des Weiteren wurden acht Tage mit mittelmäßigen Wetterbedingungen und signifikanten Wolkendurchgängen simuliert, um zu zeigen wie sich das System in diesen Fällen verhält und wie den Störungen geeignet entgegengewirkt werden kann. Drei der Tage werden hier beispielhaft gezeigt, die anderen Tage befinden sich im Anhang 5. Es wurden Tage ausgewählt, bei denen die DNI nicht dauerhaft auf 0 W/m^2 sinkt, da größere Störungen nicht durch das System kompensiert werden können. Der Regler konnte die Störungen sehr gut kompensieren, die Überschreitung oder Unterschreitung der Solltemperatur betrug maximal 50 K. Zu beachten ist, dass der Regler bei Einbruch der DNI nur mit der Steigungs-Limitierung Heliostaten fokussieren kann und soll, da bei einem plötzlichen Wiederanstieg der DNI ohne Limitierung der Reaktor überhitzen würde - hervorgerufen durch die Trägheit des Reglers und der Heliostaten. Sollte die Ist-Temperatur aufgrund von einer DNI-Reduzierung mehr als 50 K Differenz zur Solltemperatur aufweisen, muss dann die Dauer des Unterschreitens zu der Regelzykluszeit danach hinzugerechnet werden. Als apparative Maßnahme zur Verringerung der Abstrahlungsverluste bei längeren Perioden mit verminderter Einstrahlung und des daraus resultierenden Temperaturabfalls könnte zum Beispiel mit einer beweglichen Abdeckung des Quarzglasfensters gearbeitet werden, wenn die solare Direktstrahlung zu geringe Werte annimmt.

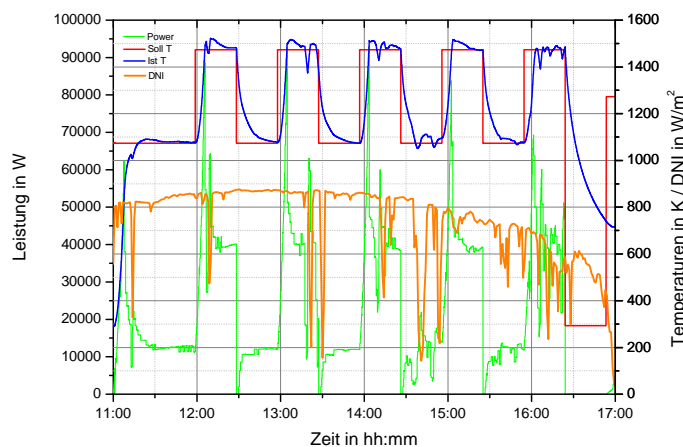


Abbildung 6.14: Die Simulationsergebnisse am 16.12.2009 mit Strahlungsfluktuationen

Am 16.12.2009 waren vorherrschend Störungen nahe dem Sonnenhöchststand vorhanden und konnten gut ausgeglichen werden. Daher wurden als nächstes Tage untersucht, an denen diese Störungen nicht zum Sonnenhöchststand, sondern morgens (Abbildung 6.15) und abends (Abbildung 6.16) vorliegen. Hier ist gut zu sehen, dass es für den Regler unmöglich wird diese Störungen auszuregeln, da der Prozess mit der aktuellen Hardware hier an seine Grenzen stößt. Treten Störungen während der Abkühlphase am Anfang eines jeden Wasserstoffproduktionsschrittes auf, fallen sie kaum ins Gewicht. Passiert es dagegen beim Wechsel zum Regenerationsschritt sind die Auswirkungen größer.

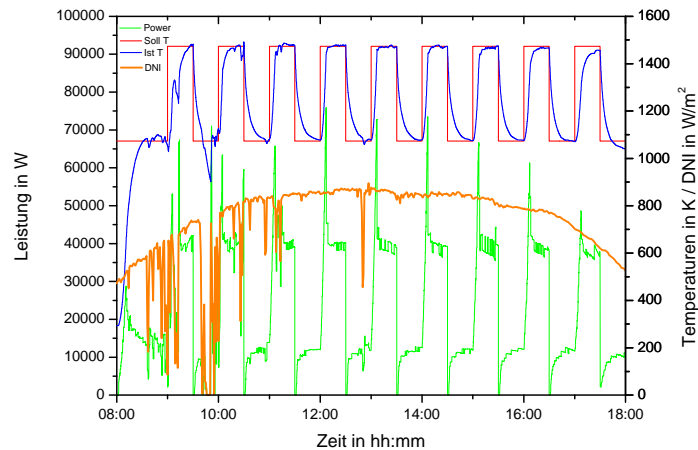


Abbildung 6.15: Die Simulationsergebnisse am 08.09.2009 bei mäßigen Konditionen am Vormittag

Durch die Abblockungs-, Abschattungs- und die Atmosphärenverluste, die morgens und abends größer sind, kombiniert mit der geringeren solaren Direktstrahlung kann das Heliostatfeld nicht mehr die Leistung zur Verfügung stellen, die benötigt werden um die Temperaturen zumindest in den zulässigen Temperaturbereichen zu halten, besonders in der Regenerationsphase mit 1473 K. Der Reaktor, speziell die keramische Wabenstruktur, kühlt aufgrund der Wärmestrahlung durch die große Eintrittsapertur der Quarzglasscheibe schnell aus.

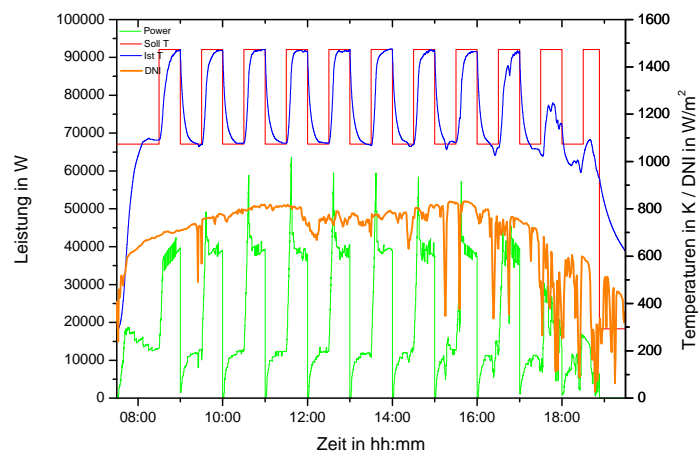


Abbildung 6.16: Die Simulationsergebnisse am 03.07.2009 bei mäßigen Konditionen am Nachmittag

Daher wird es nötig sein, für eine kommerzielle Anlage, sowohl Heliostatfeld und Turm als auch den Reaktor zu optimieren, um diese Störungen besser kompensieren zu können.

6.6 Betriebsstrategie

Die Beschreibung und Analyse der Betriebsstrategie wird in die Unterkapitel Allgemeines (Kapitel 6.6.1), Start der Anlage (Kapitel 6.6.2), regulärer Betrieb der Anlage (Kapitel 6.6.3), Kompensation von Störungen (Kapitel 6.6.4) und das Abschalten der Anlage (Kapitel 6.6.5) unterteilt. Am Schluss des Kapitels werden die Resultate für zukünftige kommerzielle Anlagen verallgemeinert.

6.6.1 Allgemeines

Das Heliostatfeld der Anlage sollte achsensymmetrisch bezüglich der Nord-Süd-Achse für beide Module gleichverteilt sein, um die Kosinus-, Abschattungs- und Abblockungsverluste über den Tag gering zu halten (vgl. Kapitel 3.1.1.2). Bei potentiellen zukünftigen kommerziellen Anlagen kann auch in dieser Weise verfahren werden, falls eine Nord-/Südfeldanordnung des Feldes gewählt wurde. Sollte das Feld allerdings so groß werden oder der Installationsort in der Nähe des 15. Breitengrades liegen, dass eine Rundfeldanordnung günstiger ist, müsste das Konzept angepasst werden.

Bei der aktuellen Anlage ist der Reaktor sehr niedrig auf dem Turm angeordnet (26 m). Das führt dazu, dass die höchsten Feldwirkungsgrade nicht im Sommer erreicht werden, wenn die tägliche Sonnenscheindauer am höchsten ist (vgl. Kapitel 6.3). Daher sollte bei der Auslegung einer zukünftigen Anlage darauf geachtet werden, dass mit Optimierungssoftware für Heliostatfelder, z.B. HFLCAL sowohl die Heliostatgröße, die Reihenabstände und die Turmhöhe optimiert werden, und das insbesondere, da das Heliostatfeld mit rund 40 - 50 % der Investitionskosten ins Gewicht fällt^[34].

In der vorliegenden Arbeit hat sich herausgestellt, dass eine Feinregelung durch die Gasvorheizung keinen nennenswerten Einfluss auf die Temperatur des Absorbers hat. Daher wurde auf die Vorheiztemperatur der Edukte als Regelgröße verzichtet. Sie wurde auf einen fixen Wert eingestellt. Wie bereits erwähnt könnte sie in zukünftigen kommerziellen Anlagen wieder interessant werden, wenn sie größere Temperaturbereiche abdecken kann, daher wurde sie im Modell erhalten. Dies könnte über Wärmeübertrager in der Abgasstrecke und über eine Bypassregelung realisiert werden. Allerdings müsste hier eine Lösung für die dadurch resultierende Wirkungsgradreduzierung gefunden werden.

Das Spillage, also die Verlust-Strahlung die neben den Receiver trifft, sollte in zukünftigen Anlagen mit zusätzlichen in Randbereichen des Fokus angeordneten offenen volumetrischen Luftreivern genutzt werden, um z.B. das Edukt Wasser zu verdampfen und die Prozessgase vorzuheizen und somit den Gesamtanlagen-Wirkungsgrad zu erhöhen.

Nicht im Detail wurden die thermischen Verluste des Reaktors im Rahmen dieser Arbeit behandelt. Zwecks Optimierung des Reaktorwirkungsgrads bieten sich die Wärmerückgewinnung bei den Abgasen, eine Verringerung der Rückstrahlung durch das Quarzglasfenster und eine bessere Isolation des Reaktors an. Mit diesen Maßnahmen kann der thermische Wirkungsgrad noch einmal erhöht werden. Diese Aspekte und auch eine Weiterführung der in dieser Arbeit behandelten Themen, sind Gegenstand des Projekts

Hydrosol 3D, das auch von der Joint Technology Initiative Hydrogen and Fuel Cells auf europäischer Ebene gefördert wird^[109].

6.6.2 Start der Anlage

In den thermischen Tests wurde eine maximale Aufheizrate von 25 K/min nicht überschritten. Diese Aufheizrate erwies sich als praktikabel, da der Absorber bereits nach einer halben Stunde die zur Wasserspaltung notwendige Temperatur erreicht hatte und nach einer weiteren halben Stunde der komplette Reaktor durchgewärmt war. Dieser Parameter wurde daher festgelegt. Die Simulation ergab, dass bei einer solaren Direktstrahlung von mehr als 400 W/m² höchstens vier Heliostaten pro Minute auf ein Modul fokussiert werden dürfen, um die maximale Aufheizrate nicht zu überschreiten. Um die maximale Flussdichte auf dem Receiver langsam zu steigern, wurde mit den Heliostaten aus der letzten Reihe begonnen, da sie ein aufgeweiteteres Abbild und eine geringere Flussdichte besitzen als Heliostaten aus den vorderen Reihen. Anhand der statischen Leistung, die in Kapitel 6.2.1 und dem optischen Jahres-Feldwirkungsgrad aus Kapitel 6.3 kann die minimale benötigte DNI berechnet werden, die das Anfahren und den Betrieb der Anlage möglich machen. Zusätzlich zu berechneten Daten werden für den realen Betrieb einer Anlage sicherlich auch Erfahrungswerte der Anlagenbetreiber mit einfließen, um beispielsweise überlange Aufheizzeiten zu vermeiden. Generell kann die Anlage aber auf die beschriebene Weise automatisiert gestartet werden.

6.6.3 Regulärer Betrieb der Anlage

Der reguläre Betrieb umfasst die Betriebsphase, in der der Betriebsmodus der Reaktorkammern regelmäßig zwischen den beiden Halbzyklen des zweistufigen Kreisprozesses gewechselt wird und in der somit kontinuierlich Wasserstoff erzeugt wird. Bei einem DNI-Verlauf, der nicht durch Wolkendurchzüge maßgeblich beeinflusst ist und nur dem normalen durch den Sonnenstand bestimmten Tagesverlauf unterliegt, funktioniert die Prozessregelung ausgezeichnet (vgl. Kapitel 6.5.1 und Anhang 5). Manuelles Eingreifen des Betriebspersonals ist nicht notwendig.

Für die Phase des Wechsels von Wasserstofferzeugung mit 1073 K hin zu der Regeneration mit 1473 K wurde auch eine maximal zulässige Aufheizrate von 25 K/min festgelegt. Diese wird mit dem Fokussieren von jeweils zusätzlichen höchstens vier Heliostaten pro Minute entsprechend den Ergebnissen der Simulation nicht überschritten.

Beim Wechsel von der Regeneration hin zur Wasserspaltung werden für ein schnelles Abkühlen alle Heliostaten defokussiert, um am Anfang des Wasserspaltzyklus eine möglichst schnelle Abkühlrate zu realisieren. Die Wasserdampfzufuhr wird beim Unterschreiten einer Temperatur von 1273 K aktiviert, da für die Wasserspaltung ein zulässiger Temperaturbereich von 1073 K bis maximal 1273 K festgelegt wurde.

6.6.4 Kompensation von Störungen

Störungen werden durch statistische – meist durch Wolkendurchzüge verursachte - Änderungen der solaren Direktstrahlung erzeugt. Die Veränderung durch den typischen Tages- oder Jahresverlauf der Sonne gehören zum regulären Betrieb und können sehr einfach von der Prozessregelung kompensiert werden (vgl. Kapitel 6.5.1).

Eine größere Herausforderung an die Regelung stellen durch Wolken verursachte Änderungen dar. Dabei gilt auch zu berücksichtigen, dass die Messung der solaren Direktstrahlung im Testbetrieb auf der Plataforma Solar de Almería und auch die Simulation zu einem Wert führt, der für alle Punkte des Heliostatfeldes gleich ist. D. h. im Testbetrieb wird sie nur an einer Stelle (Meteostation) gemessen, während es aber je nach Wolkenstruktur und je nach Feldausdehnung möglich ist, dass Teilbereiche des Heliostatfeldes von einer Verschattung durch Wolken betroffen sind und andere Teilbereiche nicht. Zukünftig können diese Phänomene auch simuliert werden, da der Wolkendurchzug aktuell in die Software STRAL integriert wird. In der aktuellen Version des Modells wird angenommen, dass die Veränderung in der solaren Direktstrahlung das ganze Heliostatfeld gleichmäßig und gleichzeitig betrifft. Es ist somit eine „Worst-Case“-Annahme. Die in Kapitel 6.5.2 genutzten DNI-Verläufe würden sich in der Realität, wenn nur Teile des Heliostatfeldes verschattet wären, nicht so drastisch auf die Temperatur auswirken.

In Bezug auf die Abschattung der Direktstrahlung spielt auch auf die Art der Wolken eine wichtige Rolle. Federwolken (Cirrus) und Schäfchenwolken (Cummulus) sind meist nicht sehr dicht und lassen stellenweise die komplette oder stellenweise etwas abgeschwächte solare Direktstrahlung zur Erdoberfläche durch. Hier kann die Prozessregelung mit der Verteilung im Heliostatfeld viele Störungen kompensieren. Bei Schichtwolken (Stratus), Regenwolken (Nimbostratus) oder Gewitterwolken (Cumulonimbus) gelangt dagegen keine solare Direktstrahlung mehr bis zur Erdoberfläche vor, d. h. dieser Einfluss kann nicht kompensiert oder nur über die Größe des Feldes kompensiert werden. Auch in dieser Hinsicht ist die Regler-Begrenzung aktiv und schaltet höchstens vier Heliostaten pro Minute hinzu, auch wenn der Reglerausgang einen höheren Wert „fordert“. Denn würde die Störung abrupt enden, bestünde anderenfalls die Gefahr einer Überhitzung des Reaktors.

In zukünftigen Anlagen empfiehlt es sich, den Himmel großflächig mit sogenannten Wolkenkameras zu beobachten und die solare Direktstrahlung an mehreren Stellen im Heliostatfeld zu messen. Zurzeit wird an technischen Lösungen für solche Messsysteme gearbeitet, die den Sonnensensor nicht kostenintensiv zweiachsig der Sonne nachführen und die einfach in die Prozessleitsysteme zu integrieren sind, um eine höhere lokale Auflösung der DNI-Messung im Heliostatfeld zu erreichen. Mit einem solchen Messsystem kann der Regler auch frühzeitig Heliostaten defokussieren ohne Gefahr zu laufen, am Ende der Störung durch die Wolke nicht überzuschwingen und durch eine zu hohe Anzahl an fokussierten Heliostaten den Reaktor zu überhitzen. Ein weiterer Lösungsansatz wäre es, mittels des Heliostatfeldwirkungsgrades, die für die benötigte Temperatur und dadurch resultierende benötigte Leistung, die maximal benötigte Spiegelfläche parallel zu berechnen und den maximalen Reglerausgang (maximale Spiegelfläche => maximale Anzahl an Heliostaten) damit für diesen Zeitpunkt zu begrenzen. Wie bereits in Kapitel 6.5.2 erwähnt,

könnte über eine Art Verschluss, der bei aussetzender DNI aktiv vor das Eintrittsfenster geschwenkt wird, nachgedacht werden, um ein Abkühlen des Reaktors durch Abstrahlung durch die Frontscheibe zu verringern.

6.6.5 Abschalten der Anlage

Während der thermischen Tests wurde überprüft, ob der Reaktor der Belastung eines hohen Temperaturgradienten, hervorgerufen durch eine Notabschaltung des Felds, d. h. das simultane Defokussieren aller Heliostaten, standhält. Da das ohne feststellbare Probleme funktionierte, wurde diese Vorgehensweise als Standardabschaltung integriert, die durch eine Reglersollwertvorgabe von 293 K initialisiert wird. Da der Reaktor bis zum Unterschreiten einer Temperatur von 673 K mit einem geringen Massenstrom an Stickstoff gespült wird, um eine Degradation der Metalloxid-Beschichtungen durch Luft-Sauerstoff zu vermeiden, wird mit dieser Abschaltprozedur relativ wenig Spülgas verbraucht.

7 Zusammenfassung

Ziel der Arbeit war, eine Testanlage zur thermochemischen Wasserstofferzeugung auf einem Solarturmsystem zu entwickeln und zu qualifizieren, sowie ein System- und Regelungsmodell und eine Betriebsstrategie dafür zu erstellen und zu validieren.

Als erster Teilschritt wurde der Reaktor für eine Wasserstoffproduktion mit dem zweistufigen thermochemischen Kreisprozess entwickelt. Dieser Reaktor besteht aus zwei Modulen, um im zyklischen Wechselbetrieb quasi-kontinuierlich Wasserstoff zu erzeugen. Die Solarstrahlung gelangt durch eine Quarzglasscheibe in die Reaktor-Module. Die Scheibe wird durch einen Kühlrahmen gehalten, um mögliche Deformationen zu vermeiden. Die Edukte werden zwecks Wärmerückgewinnung von außen um die Reaktionskammer geführt und im Bereich der Quarzscheibe in den Reaktionsraum eingeleitet. Weiterhin wurde die komplette Peripherie des Reaktors definiert, ausgelegt und konstruiert. Parallel wurde ein Prozesskontrollsystem inklusive der dazu benötigten Hardware entwickelt und realisiert. Die komplette Anlage sowie das Prozesskontrollsystem wurden auf einem Solarturm der Plataforma Solar de Almería in Spanien installiert und in Betrieb genommen.

Der Reaktor wurde mit unbeschichteten Parallelkanalmonolithen als Absorber thermisch qualifiziert. Dazu war es besonders wichtig, die Absorbertemperaturen langsam zu erhöhen und die möglichen Aufheiz- und Abkühlraten zu bestimmen. Des Weiteren wurde das Augenmerk auf eine homogene Temperaturverteilung im Reaktor gelegt. Dies wurde mit Hilfe der Überwachung durch eine Thermokamera realisiert. Darüber hinaus wurden die Temperaturen an allen weiteren wichtigen Positionen im Reaktor überwacht und dokumentiert. Nach der erfolgreichen thermischen Qualifizierung wurden dann mit Metalloxid beschichtete Parallelkanalmonolithe als Absorber installiert und zur solaren Erzeugung von Wasserstoff eingesetzt. Verschiedene Ansätze einer Betriebsstrategie wurden entwickelt und im Experiment erprobt. Allerdings waren hier reproduzierbare Aussagen nur bedingt möglich, da veränderliche Betriebsbedingungen die Auswertung erschwerten.

Dies war einer der Gründe, um in einem nächsten Schritt ein Modell der gesamten Anlage zu entwickeln, um diverse Betriebsstrategien und darüber hinaus auch Extremsituationen am Rande des Betriebsbereiches der Anlage, simulieren zu können, ohne Beschädigungen am realen System herbeizuführen. Das Modell besteht aus drei Untermodellen, dem Heliostatfeldmodell, dem Temperaturmodell und dem Reaktionsmodell, die miteinander gekoppelt sind.

Das Heliostatfeldmodell simuliert die Flussdichte und daraus resultierend die Leistung in der Receiver-Ebene. Eingangsparameter sind die normale Direktstrahlung (DNI), der aktuelle Sonnenstand, das Modell des Reaktors, das Abschattungsmodell des Turmes und die entsprechenden Heliostatfeld-Konfigurationen. Hierzu wurde die DLR Inhouse-Software „Solar Tower Raytracing Laboratory“ (STRAL) mit einer entsprechenden Schnittstelle in das Modell integriert. STRAL basiert auf einem Strahlverfolgungsmodell, das speziell für die Simulationsanforderungen konzentrierender Solarsysteme entwickelt wurde. Es er-

möglicht, verschiedene Heliostat-Typen, Heliostatfeld-Konfigurationen, Receiver-Geometrien und Abschattungsobjekte zu hinterlegen.

Das Temperaturmodell berechnet mit der simulierten Leistung die aktuellen Temperaturen an einer Reihe von Schlüsselpositionen im Reaktor, im Besonderen die Temperatur der beschichteten Absorberstrukturen. Das Modell beinhaltet im Wesentlichen alle notwendigen thermodynamischen Gleichungen zur Beschreibung aller relevanten Energieströme. Die Gleichungen wurden in einer Zustandsraumdarstellung dargestellt, die die notwendigen Eingangs- und Ausgangsgrößen sowie deren gegenseitige Abhängigkeiten verdeutlicht.

Das Reaktionsmodell nutzt die Temperaturen als zentralen Parameter, um die Wasserstofferzeugungsrate im Reaktionsraum, der Absorberstruktur, zu berechnen. Der Berechnung liegt ein „Shrinking Core“-Modellansatz zu Grunde, der auf der Grundlage von Kinetikuntersuchungen im DLR entwickelt wurde und dann im Code implementiert wurde. Da die Entwicklung geeigneter Redox-Materialien zurzeit noch intensiv weitergeführt wird, wurde der Schwerpunkt dieser Arbeit nicht auf dieses Modell gelegt. Fokus war vielmehr die Erstellung einer flexiblen Schnittstelle für ein Reaktionsmodell und dessen Integration in das Gesamtmodell.

Mit dem Gesamt-Modell, das die drei genannten Teilmodelle kombiniert, kann eine Bewertung des zweistufigen thermochemischen Kreisprozess in Kombination mit einer Solarturm-Anlage durchgeführt werden. Das Modell wurde zum Abschluss der Arbeit genutzt, um Parameterstudien zur Entwicklung von Betriebsstrategien der Anlage und von Prozess-Regel-Strategien durchzuführen. Dazu wurde eine Regelung in das Gesamt-Modell integriert. Die zentrale Regelgröße der Prozess-Regelung waren die Betriebstemperaturen der beiden Module, die es in einem möglichst geringen Bereich konstant zu halten galt, um die verwendeten Materialien nicht zu überhitzen und zu zerstören, die Umschaltzeiten zwischen den Halbschritten zu optimieren und die Anlage so weit wie möglich automatisiert zu betreiben.

Anfangs wurde ein Konzept verfolgt, das für die Grobregelung das Heliostatfeld und für die Feinregelung die Gasvorheizung vorsah. Allerdings stellte sich bei den thermischen Tests und den ersten Simulationen heraus, dass der Einfluss der Gasvorheizung auf die Absorbtemperatur zu gering ist, um als Regelparameter zu fungieren. Stattdessen wurde daher ein Konzept mit einem Regler entwickelt, das ausschließlich die eingestrahlte Leistung als Regelparameter verwendet. Dazu wurde ein PI-Regler ausgewählt und in das Modell integriert. Für diese Lösung wurden dann die benötigten Regelparameter der Verstärkungsfaktor K_P und die Nachstellzeit T_I mit der zweiten Methode von Ziegler/Nichols ermittelt. Die Regelung funktioniert an Tagen mit einem Verlauf an solarer Direktstrahlung, der hauptsächlich durch den Sonnenstand und kaum durch Wolken beeinflusst wird, sehr gut. Des Weiteren wurden einige Tage mit Störungen durch Wolken simuliert und damit die Grenzen des Prozesses ermittelt.

Aus der Entwicklung des Reaktors, der Integration von Reaktor und peripheren Anlageneinheiten in das existierende Solarturmsystem, der thermischen und Wasserstoff produzierenden Testkampagnen und des Gesamtmodells mit integrierter Regelung konnte dann eine Betriebsstrategie ermittelt werden. Diese Be-

triebsstrategie umfasst generelle Aspekte wie Grundparameter des Anlagenbetriebs, die An- und Abfahrprozesse, den regulären Betrieb und die Reaktion auf Störungen.

Mit dieser Betriebs-/Regelungsstrategie kann eine solch komplexe Anlage in einem kommerziellen Maßstab weitestgehend automatisiert betrieben werden. Außerdem können die erzielten Erkenntnisse für andere solarchemische Prozesse adaptiert werden.

8 Ausblick

Aktuell wird im durch die JTI Hydrogen and Fuel Cells geförderten Nachfolgeprojekt Hydrosol 3D das Design einer kommerziellen Großanlage zur zweistufigen thermochemischen Erzeugung von Wasserstoff mit Hilfe von Metalloxiden entwickelt. Die Resultate und Erfahrungen aus dieser Arbeit fließen in diese Entwicklung mit ein und helfen die Anlage und die Betriebsstrategie auszulegen. Das Heliostatfeld mit den Heliostaten wird mit einer Optimierungssoftware, z. B. HFLCAL, ausgelegt, um einerseits Kosten zu sparen und um möglichst konstante und günstige Bedingungen über das Jahr zu gewährleisten. Die Reaktorgeometrie wird an den Fokus bzw. die Flussdichteverteilung der Heliostaten angepasst und die nicht genutzte Strahlung evtl. für die Gasvorheizung genutzt. Das Heliostatfeldmodell kann an die optimierte Geometrie angepasst werden, wie auch die Geometrie der Heliostaten. Bei einer größeren Anlage sollte über mehrere Zielpunkte die Temperatur und eine gleichmäßige Flussdichteverteilung geregelt werden. Das Temperaturmodell muss für die entsprechende Reaktorgeometrie und Prozessgase angepasst werden. In einer kommerziellen Anlage wird ein weiterentwickeltes Metalloxid verwendet werden, dessen Reaktionsmodell dann einfach in das Gesamtkonzept integriert werden kann. D. h. bis zu dem Ziel der Realisierung einer kommerziellen Anlage ist noch einiges an Entwicklung und Forschung notwendig. Die vorliegende Arbeit kann einen Beitrag zur Erreichung dieses Ziels beitragen.

In Kapitel 2.4 wurden andere solarchemische Prozesse vorgestellt, die auf einer Solarturmanlage betrieben werden können. Bei der solaren Dampfreformierung kann in kommerziellen Anlagen die Betriebsstrategie und die Prozessregelung dieser Arbeit genutzt werden. Die An- und Abfahrprozesse verhalten sich ähnlich und die Prozesstemperatur muss über den Tag konstant auf 1223 K gehalten werden. Bei Anlagenkonzepten, die eine Hochskalierung durch modulweise Multiplikation von Reaktoren vorsehen, hat jedes Modul einen Zielpunkt, wie auch bei der Forschungsanlage zur zweistufigen Wasserspaltung. In solchen Fällen müssten nur geringe Teile des Temperaturmodells und das Reaktionsmodell aktualisiert werden.

Die solare Schwefelsäurespaltung und die vorherige solare Verdampfung von wässriger Schwefelsäure wurde bereits im Sonnenofen des DLR in Köln im Labormaßstab mit keramischen Parallelkanalmonolithen, vergleichbar mit denen die in dieser Arbeit verwendet wurden, realisiert^[110]. Für die solare Schwefelsäurespaltung wird eine Temperatur von 1123 K und für die Verdampfung von Schwefelsäure eine Temperatur von 673 K und für die Verdampfung von Wasser mindestens eine Temperatur von 393 K benötigt. D. h. von der Hardwareseite müsste bei einer kommerziellen Anlage auf jeden Fall die Schwefelsäurespaltung aufgrund des hohen Temperaturniveaus auf einem Solarturm durchgeführt werden (vgl. Kapitel 2.1.4), die Verdampfung von Wasser und Schwefelsäure könnte in einer Parabolrinne oder über entsprechende Wärmeübertrager und der von einer Parabolrinne zur Verfügung gestellten Wärme realisiert werden. Nachteilig ist hier die große Distanz zwischen dem Receiver auf dem Turm und der Parabolrinne. Eine weitere Lösung wäre es, die konzentrierte Solarstrahlung, die nicht den Receiver für die solare Schwefelsäurespaltung trifft, das sogenannte Spillage mit Hilfe eines volumetrischen Luftreceivers zu

nutzen und dann in direkter Nähe zum System mittels Wärmeübertragern die Stoffe zu verdampfen. Des Weiteren kann auch hier über Wärmerückgewinnung mit einem Wärmeübertrager aus dem Schwefelsäure-Spaltschritt gearbeitet werden. Bei der Betriebsstrategie wären die An- und Abfahrprozesse gleicherer, die in dieser Arbeit ermittelt wurden. Beim Aufheizen darf nicht eine bestimmte Aufheizrate überschritten werden und beim Abkühlen können alle Heliostaten, aufgrund ähnlicher Bauweise des Reaktors, auf einmal defokussiert werden. Eine Vereinfachung der Prozessregelung ist, dass alle Temperaturen über den Betriebstag konstant gehalten werden müssen und nicht zwischen zwei Temperaturniveaus gewechselt werden muss, d. h. sie kann auch für diesen Prozess ohne gravierende Änderungen übernommen werden. Bei der Betriebsstrategie für den zweistufigen Wasserspaltprozess hat sich herausgestellt, dass die Gasvorheizung als zweiter Regelparameter einen zu geringen Einfluss hat. In diesem Prozess kann aber als zweiter Regelparameter der Volumenstrom hinzugezogen werden. Begrenzend wirkt hier die minimal benötigte Verweilzeit im Reaktor. Hierzu müsste das Modell auf die Reaktorgeometrie und die Reaktionen angepasst werden und entsprechende Studien durchgeführt werden.

Bei der Kohlendioxid-Spaltung können das Reaktorkonzept, die Betriebsstrategie und die Prozessregelung annähernd übernommen werden. Da das Reaktorkonzept zur zweistufigen Wasserspaltung mittlerweile im Nachfolgeprojekt weiterentwickelt wurde und die Metalloxidbeschichtungen für den CO₂-Spaltprozess nicht identisch sind, müssten hier kleinere Anpassungen vorgenommen werden. Am vielversprechendsten für eine Modell-Nutzung ist daher die solare Kohlendioxid-Spaltung, da sie bei ähnlichen Temperaturen und Prozessschritten abläuft.

Es hat sich somit gezeigt, dass das Modell nicht nur für den zweistufigen thermochemischen Kreisprozess, sondern auch für ähnliche solar betriebene Prozesse, die ein Solarturm-System benötigen, mit kleinen Änderungen genutzt werden kann. Außerdem wird es möglich sein, einen solarchemischen Prozess automatisiert auf einem Solarturm zu betreiben, wenn das hier entwickelte Modell an das Prozessleitsystem der kommerziellen Anlage gekoppelt wird.

9 Literaturverzeichnis

- [1] Trieb, F., Schillings, C., Kronshage, S., Viebahn, P., May, N., Paul, C., Klann, U., Kabariti, M., Bennouna, A. and Nokraschy, H., (2006). "Trans-Mediterranean interconnection for concentrating solar power (TRANS-CSP)." German Aerospace Center (DLR), Institute of Technical Thermodynamics, Stuttgart, Germany.
- [2] Eichlseder, H. and Klell, M. (2008). Anwendung von Wasserstoff in der Fahrzeugtechnik, Vieweg+Teubner Verlag: 203-245, Germany.
- [3] Heinzel, A., Hebling, C., Muller, M., Zedda, M. and Muller, C., (2002). "Fuel cells for low power applications." Journal of Power Sources **105**(2): 250-255.
- [4] Steinberger-Wilckens, R., et al, "Hydrogen as a means to control and integrate wind power into electricity grids." 3rd European Hydrogen Energy Conference, 18 - 22 June 2007, Maastricht, the Netherlands.
- [5] Birbara, P. and Sribnik, F., (1979). "Development of an improved Sabatier reactor." Am. Soc. Mech. Eng.,(Pap.);(United States) **79**. 9. ASME intersociety conference on environmental systems, 16 Jul 1979, San Francisco, CA, USA.
- [6] Steinfeld, A., (2005). "Solar thermochemical production of hydrogen-a review." Solar Energy **78**(5): 603-615.
- [7] Roeb, M., Sattler, C., Klüser, R., Monnerie, N., de Oliveira, L., Konstandopoulos, A., Agrafiotis, C., Zaspalis, V., Nalbandian, L. and Steele, A., (2006). "Solar hydrogen production by a two-step cycle based on mixed iron oxides." Journal of Solar Energy Engineering **128**: 125.
- [8] Abanades, S., Charvin, P., Flamant, G. and Neveu, P., (2006). "Screening of water-splitting thermochemical cycles potentially attractive for hydrogen production by concentrated solar energy." Energy **31**(14): 2805-2822.
- [9] Allendorf, M., Diver, R., Siegel, N. and Miller, J., (2008). "Two-step water splitting using mixed-metal ferrites: thermodynamic analysis and characterization of synthesized materials." Energy & Fuels **22**(6): 4115-4124.
- [10] Roeb, M., Säck, J., Rietbrock, P., Pahl, C., Schreiber, H., Neises, M., de Oliveira, L., Graf, D., Ebert, M. and Reinalter, W., (2010). "Test operation of a 100 kW pilot plant for solar hydrogen production from water on a solar tower." Solar Energy **85**(4): 634-644.
- [11] Behrman, D., (1976). "Solar energy: the awakening science.", Little, Brown and Company, Boston, USA.
- [12] Spencer, L., (1989). "A comprehensive review of small solar-powered heat engines: Part I. A history of solar-powered devices up to 1950." Solar Energy **43**(4): 191-196.
- [13] Müller-Steinhagen, H. (2004). "Concentrating solar power." Quarterly of the Royal Academy of Engineering, Ingenia conference, February / March 2004.
- [14] Pitz-Paal, R., (2007). "High Temperature Solar Concentrators." Solar Energy Conversion and Photoenergy Systems; Galvez, JB; Rodriguez, SM, Eds.; EOLSS Publishers: Oxford, UK.
- [15] Ulmer, S. (2003). "Direktstrahlung verschiedener relativen Luftmassen wellenlängenabhängig." Excel-Datei; Sonnenspektren.

- [16] Blanco-Muriel, M., Alarcón-Padilla, D., López-Moratalla, T. and Lara-Coira, M., (2001). "Computing the solar vector." Solar Energy **70**(5): 431-441.
- [17] Reda, I. and Andreas, A., (2004). "Solar position algorithm for solar radiation applications." Solar Energy **76**(5): 577-589.
- [18] Michalsky, J., (1988). "The Astronomical Almanac's algorithm for approximate solar position (1950-2050)." Solar Energy **40**(3): 227-235.
- [19] Jilinski, E., Puliaev, S., Penna, J., Andrei, A. and Laclare, F., (1999). "Solar diameter observations at Observatório Nacional in 1997-1998." Astronomy and Astrophysics Supplement Series **135**(2): 227-229.
- [20] Neumann, A., Witzke, A., Jones, S. and Schmitt, G., (2002). "Representative terrestrial solar brightness profiles." Journal of Solar Energy Engineering **124**: 198.
- [21] Quaschnig, V. (2007). Regenerative Energiesysteme: Technologie-Berechnung-Simulation; mit 97 Tabellen und einer DVD, Hanser Verlag, Germany.
- [22] Neumann, A. and Groer, U., (1996). "Experimenting with concentrated sunlight using the DLR solar furnace." Solar Energy **58**(4-6): 181-190.
- [23] Kleemann, M. and Meliß, M. (1988). Regenerative Energiequellen, Springer Verlag, Berlin, Germany.
- [24] Trombe, F. and Vinh, A. L. P., (1973). "Thousand kW solar furnace, built by the National Center of Scientific Research, in Odeillo (France)." Solar Energy **15**(1): 57-61.
- [25] Price, H., Lüpfer, E., Kearney, D., Zarza, E., Cohen, G., Gee, R. and Mahoney, R., (2002). "Advances in parabolic trough solar power technology." Journal of Solar Energy Engineering **124**: 109.
- [26] Steur, M., (2008). "Bildatenbank des Instituts Solarforschung", Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V, Germany."
- [27] Kearney, D., Herrmann, U., Nava, P., Kelly, B., Mahoney, R., Pacheco, J., Cable, R., Potrovitza, N., Blake, D. and Price, H., (2003). "Assessment of a molten salt heat transfer fluid in a parabolic trough solar field." Journal of Solar Energy Engineering **125**: 170.
- [28] Eck, M., Zarza, E., Eickhoff, M., Rheinländer, J. and Valenzuela, L., (2003). "Applied research concerning the direct steam generation in parabolic troughs." Solar Energy **74**(4): 341-351.
- [29] Valenzuela, L., Zarza, E., Berenguel, M. and Camacho, E. F., (2004). "Direct steam generation in solar boilers." Control Systems Magazine, IEEE **24**(2): 15-29.
- [30] Kalogirou, S. A., (2004). "Solar thermal collectors and applications." Progress in Energy and Combustion Science **30**(3): 231-295.
- [31] Grena, R. and Tarquini, P., (2011). "Solar linear Fresnel collector using molten nitrates as heat transfer fluid." Energy **36**(2): 1048-1056.
- [32] Mancini, T., Heller, P., Butler, B., Osborn, B., Schiel, W., Goldberg, V., Buck, R., Diver, R., Andracka, C. and Moreno, J., (2003). "Dish-Stirling systems: An overview of development and status." Journal of Solar Energy Engineering **125**: 135.
- [33] Pitz-Paal, R. (2008). Grundlagen der Solartechnik, Vorlesungsskript Lehr- und Forschungsgebiet

- Solartechnik, Aachen, RWTH Aachen, Fakultät für Maschinenwesen, Germany.
- [34] Mancini, T. R., (2000). "Catalog of Solar Heliostats." IEA-Solar Power and Chemical Energy Systems Task III (Solar Technology and Applications), Solar Paces Report.
- [35] Atakan, B. (2010). Thermodynamik I, Vorlesungsskript Maschinenbau, Duisburg, Universität Duisburg-Essen, Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Germany.
- [36] Kneer, R. (2005). Wärme- und Stoffübertragung. Aachen, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Lehrstuhl für Wärme- und Stoffübertragung, Germany.
- [37] von Böckh, P. (2004). Wärmeübertragung, Grundlagen und Praxis. Muttentz, Springer Verlag, Heidelberg, Germany.
- [38] Schenk, C., (2011). "Daten zu HSQ300." (per Email): Heraeus Quarzglas GmbH & Co.KG , Kleinostheim, Germany.
- [39] Stephan, H. D. B. K. and Baehr, H. (1994). Wärme und Stoffübertragung, Springer Verlag, Berlin, Germany.
- [40] Lüpfer, E., (1996). "Der Einfluß konzentrierter Solarstrahlung auf die Reaktionsgeschwindigkeit der Abfallschwefelsäure-Spaltung." Forschungsbericht-Deutsche Forschungsanstalt für Luft- und Raumfahrt, Germany.
- [41] Unbehauen, H. (2008). Regelungstechnik I: Klassische Verfahren zur Analyse und Synthese linearer kontinuierlicher Regelsysteme, Fuzzy-Regelsysteme, Springer Verlag, Germany.
- [42] Smirnov, V. I., (1992). "Biography of A. M. Lyapunov." International Journal of Control **55**(3): 775-784.
- [43] Roddeck, W. (2006). Einführung in die Mechatronik, Vieweg+ Teubner Verlag, Wiesbaden, Germany.
- [44] Diaz, J., (1957). "On an analogue of the Euler-Cauchy polygon method for the numerical solution of $u_{xy} = f(x, y, u, u_x, u_y)$." Archive for rational mechanics and analysis **1**(1): 357-390.
- [45] Plato, R., (2010). "Mehrschrittverfahren für Anfangswertprobleme bei gewöhnlichen Differenzialgleichungen." Numerische Mathematik kompakt: 181-234.
- [46] Abel, D. (2007). Mess- und Regelungstechnik: Umdruck zur Vorlesung und Ergänzungen (Höhere Regelungstechnik), Verlagshaus Mainz, Mainz, Germany.
- [47] Ávila-Marín, A. L., (2011). "Volumetric receivers in Solar Thermal Power Plants with Central Receiver System technology: A review." Solar Energy **85**(5): 891-910.
- [48] Bradshaw, R., Dawson, D. and de la Rosa, W. (2002). "Final Test and Evaluation Results from the Solar Two Project." Sandia National Labs., Albuquerque, NM (USA); Sandia National Labs., Livermore, CA (USA).
- [49] Garcia-Martin, F., Berenguel, M., Valverde, A. and Camacho, E., (1999). "Heuristic knowledge-based heliostat field control for the optimization of the temperature distribution in a volumetric receiver." Solar Energy **66**(5): 355-369.
- [50] Vant-Hull, L., (2002). "The Role of "Allowable Flux Density" in the Design and Operation of Molten-Salt Solar Central Receivers." Journal of Solar Energy Engineering **124**: 165.
- [51] Roeb, M., Neises, M., Säck, J.-P., Rietbrock, P., Monnerie, N., Dersch, J., Schmitz, M. and Sattler,

- C., (2009). "Operational strategy of a two-step thermochemical process for solar hydrogen production." International Journal of Hydrogen Energy **34**(10): 4537-4545.
- [52] Wörner, A. and Tamme, R., (1998). "CO₂ reforming of methane in a solar driven volumetric receiver-reactor." Catalysis today **46**(2-3): 165-174.
- [53] Stubinitzky, A. and Reijerkerk, J., "Wasserstoffproduktion Heute und Morgen Wasserstoffproduktion aus Biomasse." Gülzower Fachgespräche, Band 25, Wasserstoff aus Biomasse: 36.
- [54] Jess, I. A. (2011). Praktikumsskript Chemische Verfahrenstechnik. Lehrstuhl für Chemische Verfahrenstechnik, Fakultät für Angewandte Naturwissenschaften. Bayreuth, Universität Bayreuth, Germany.
- [55] Brinner, A., Hug, W. (2002). "Dezentrale Herstellung von Wasserstoff durch Elektrolyse.", Vortrag, DLR, Institut für Fahrzeugkonzepte, DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Stuttgart.
- [56] Roeb, M., Rohner, N., Sattler, C. and Möller, S., (2004). "Solare Verfahren zur Wasserstofferzeugung." Chemie Ingenieur Technik **76**(11): 1704-1708.
- [57] Sattler, C., Bühring, A., and Linßen, J. (2006). "Solare Brennstoffe–Erzeugung, Nutzungsverfahren und Umwandlungseffizienzen.", Forschungsverbund Sonnenenergie, Themen 2006, Germany.
- [58] Hübner, P., (2002). "Reformierung von Kohlenwasserstoffen zur Wasserstofferzeugung für Brennstoffzellen." Brennstoffzellen-Entwickler und Anwender berichten, OTTI-Energie Kolleg.
- [59] General-Atomics, (1985). "Decomposition of sulfuric acid using solar thermal energy.", GA-Report A-17573.
- [60] Noglik, A. (2008). "Entwicklung eines solaren Reaktors zur Schwefelsäurespaltung für die thermochemische Wasserstofferzeugung." RWTH Aachen, Dissertation, durchgeführt im DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Germany.
- [61] Brecher, L., Spewock, S. and Warde, C., (1977). "The Westinghouse sulfur cycle for the thermochemical decomposition of water." International Journal of Hydrogen Energy **2**(1): 7-15.
- [62] Jordan, I. T. (2008). Skript zur Vorlesung über Wasserstofftechnologie. Institut für Kern- und Energietechnik. Karlsruhe, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Germany.
- [63] Roeb, M., Gathmann, N., Neises, M., Sattler, C. and Pitz-Paal, R., (2009). "Thermodynamic analysis of two-step solar water splitting with mixed iron oxides." International Journal of Energy Research **33**(10): 893-902.
- [64] Muller, R., Lipinski, W. and Steinfeld, A., (2008). "Transient heat transfer in a directly-irradiated solar chemical reactor for the thermal dissociation of ZnO." Applied Thermal Engineering **28**(5-6): 524-531.
- [65] Evdou, A., Zaspalis, V. and Nalbandian, L., (2008). "La (1-x) Sr_xMnO₃-[delta] perovskites as redox materials for the production of high purity hydrogen." International Journal of Hydrogen Energy **33**(20): 5554-5562.
- [66] Gokon, N., Mizuno, T., Nakamuro, Y. and Kodama, T., (2008). "Iron-containing yttria-stabilized zirconia system for two-step thermochemical water splitting." Journal of Solar Energy Engineering **130**: 11-18.
- [67] Falter, C. (2010). "A Two-step solar thermochemical cycle based on ceria redox reactions: Reactor design, fabrication and testing." Zürich, Swiss Federal Institute of Technology Zürich.

-
- [68] Fend, T., Hoffschmidt, B., Pitz-Paal, R., Reutter, O. and Rietbrock, P., (2004). "Porous materials as open volumetric solar receivers: experimental determination of thermophysical and heat transfer properties." Energy **29**(5): 823-833.
- [69] Roeb, M., Monnerie, N., Schmitz, M., Sattler, C., Konstandopoulos, A., Agrafiotis, C., Zaspalis, V., Nalbandian, L., Steele, A. and Stobbe, P. (2006). "Thermo-chemical production of hydrogen from water by metal oxides fixed on ceramic substrates." 16th World Hydrogen Energy Conference, 13-16 June 2006, Lyon, France.
- [70] Roeb, M. and Sattler, C., (2008). "Water-A Raw Material for Sustainable Generation of Hydrogen as a Fuel." 15th Int. Conference on the Properties of Water and Steam, 8 September 2008, Berlin, Germany.
- [71] Wettermark, G., (1988). "Performance of the SSPS solar power plants at Almeria." Journal of Solar Energy Engineering **110**: 235.
- [72] Strachan, J. W. (1992). "Revisiting the BCS, a measurement system for characterizing the optics of solar collectors." 39th international instrumentation symposium, 2-6 May 1993, Albuquerque, NM (United States).
- [73] Ciemat, (2010). "Annual Report 2010 Plataforma Solar de Almeria, Spain."
- [74] Agrafiotis, C., Konstandopoulos, A., Lorentzou, S., Pagkoura, C., Zygogianni, A., Roeb, M., Säck, J., Rietbrock, P., Prah, C. and Schreiber, H., (2010). "Demonstration of Solar Hydrogen Production from Water Splitting via Monolithic Honeycomb Reactors in a 100-kW-Scale Pilot Plant." 18th World Hydrogen Energy Conference 2010, May 16.-21. 2010, Essen, Germany.
- [75] Säck, J. P., Roeb, M., Sattler, C., Pitz-Paal, R. and Heinzl, A., (2011). "Development of a system model for a hydrogen production process on a solar tower." Solar Energy **86**(1): 99-111.
- [76] Ulmer, S., Lüpfert, E., Pfänder, M. and Buck, R., (2004). "Calibration corrections of solar tower flux density measurements." Energy **29**(5-6): 925-933.
- [77] Ballestrín, J. and Monterreal, R., (2004). "Hybrid heat flux measurement system for solar central receiver evaluation." Energy **29**(5-6): 915-924.
- [78] DIN-Norm (1996). EN 60584-1, Oktober 1996, Germany.
- [79] Pfänder, M. (2006). "Pyrometrische Temperaturmessung an solarthermischen Hochtemperatur-Receivern." RWTH Aachen, Dissertation, durchgeführt im DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Germany.
- [80] Roeb, M. et al (2010). "Solar Thermochemical Hydrogen Production From Water On A Solar Tower." 239th ACS National Meeting 2010, Symposium on Hydrogen from renewable sources and refinery applications. San Francisco, CA, USA.
- [81] Säck, J., Ebert, M., Graf, D., Meyer-Grünefeldt, M., Neises, M., de Oliveira, L., Prah, C., Reinalter, W., Rietbrock, P. and Roeb, M., (2008). "Hydrosol II: Kontinuierliche solare Wasserstoffproduktion im Pilotmaßstab." 12. Sonnenkolloquium der Solarforschung des DLR, Köln, Germany.
- [82] Belhomme, B., Ahlbrink, N., Pitz-Paal, R., Schwarzbözl, P. and Ulmer, S., (2009). "STRAL–Hochgenaue Strahlungsflussdichte-Simulation von Heliostatfeldern." 12. Sonnenkolloquium der Solarforschung des DLR, Köln, Germany.
- [83] Meyen, S., Lüpfert, E., Pernpeintner, J. and Fend, T. (2009). "Optical Characterization of Reflector

- Material for Concentrating Solar Power Technology." Solar Paces Conference, 15-18 September 2009, Berlin, Germany.
- [84] Fernández-Reche, J., (2006). "Reflectance measurement in solar tower heliostats fields." Solar Energy **80**(7): 779-786.
- [85] Jones, S. A., Gruetzner, J. K., Houser, R. M., Edgar, R. M. and Wendelin, T. J. (1997). "VSHOT measurement uncertainty and experimental sensitivity study.", Energy Conversion Engineering Conference, 27 Jul - 1 Aug 1997, Honolulu, HI, USA.
- [86] Petz, M. and Tutsch, R., (2004). "Rasterreflexions-Photogrammetrie zur Messung spiegelnder Oberflächen (Reflection Grating Photogrammetry for the Measurement of Specular Surfaces)." tm-Technisches Messen/Sensoren, Geräte, Systeme **71**: 389-397.
- [87] Ulmer, S. and Röger, M., (2007). "Automatisierte hochaufgelöste Vermessung der Spiegelfehler von Heliostaten." 10. Sonnenkolloquium der Solarforschung des DLR, Köln, Germany.
- [88] Belhomme, B. (2011). "Bewertung und Optimierung von Zielpunktstrategien für solare Turmkraftwerke." RWTH Aachen, Dissertation, durchgeführt im DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Shaker Verlag, Germany.
- [89] Forouzan, B. A. (2002). TCP/IP protocol suite, McGraw-Hill, Inc.
- [90] Stieß, M. and Ripperger, S. (2008). Mechanische Verfahrenstechnik-Partikeltechnologie 1, Springer Verlag, Heidelberg, Germany.
- [91] Wagner, W. and Pruss, A., (2002). "The IAPWS formulation 1995 for the thermodynamic properties of ordinary water substance for general and scientific use." Journal of Physical and Chemical Reference Data **31**(2): 387-535.
- [92] Martin, H., (2005). "VDI Wärmeatlas, 10. Auflage. VDI Gesellschaft Verfahrenstechnik & Chemieingenieurwesen (Hrsg.), Springer Verlag, Heidelberg 2005, 1446 Seiten, 980 Abb., 440 Tab., geb., ISBN 3-540-25504-4."
- [93] Rohsenow, W. M., Hartnett, J. P., Cho, Y. I. and , K. (1998). Handbook of heat transfer, McGraw-Hill New York, USA.
- [94] Outokumpu-Stainless-AB (2006). Datasheet Standard Cr-Ni Stainless Steels, Centrum Tryck AB, Avesta, Sweden. March 2006.
- [95] Outokumpu-Stainless-AB (2009). Datasheet High Temperature Austenitic Stainless Steel, Centrum Tryck AB, Avesta, Sweden. March 2009.
- [96] Heraeus (1995). Datasheet Standard optic informations HOQ310; Germany.
- [97] Fend, T., (2008). "Unveröffentliche Messungen im Rahmen des Projekts "QualiSiC"." Institut für Solarforschung, DLR, Germany.
- [98] Fend, T., (2009). "Persönliches Gespräch mit Herrn Dr. Fend." Institut für Solarforschung, DLR, Germany.
- [99] Riebeling, R.-R. (2008). "Entwicklung und Integration eines Regelungsmodells zur Steuerung eines Solarreaktors zur Wasserstoffherzeugung." Diplomarbeit, durchgeführt im DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Köln, Germany.
- [100] Neises, M. (2010). "Investigations of Mixed Iron Oxides Coated on Ceramic Honeycomb Structures for Thermochemical Hydrogen Production." RWTH Aachen, Dissertation,

durchgeführt im DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Germany.

- [101] Levenspiel, O., (1999). "Chemical reaction engineering." Industrial & Engineering Chemistry Research **38**(11): 4140-4143.
- [102] Ulmer, S. (2003). "Messung der Strahlungsflussdichte-Verteilung von punktkonzentrierenden solarthermischen Kraftwerken." RWTH Aachen, Dissertation, durchgeführt im DLR, Institut für Technische Thermodynamik, Germany.
- [103] Ulmer, S., Lüpfer, E., Pfänder, M. and Buck, R., (2004). "Calibration corrections of solar tower flux density measurements." Energy **29**(5): 925-933.
- [104] Schwarzbözl, P., Pitz-Paal, R., Belhomme, B. and Schmitz, M., "Visual-HFLCAL-Eine Software zur Auslegung und Optimierung von Solarturmsystemen." 12. Sonnenkolloquium der Solarforschung des DLR, Köln, Germany.
- [105] Unbehauen, H. (2000). Regelungstechnik II, 8. Auflage, Vieweg-Verlag, Wiesbaden, Germany.
- [106] Zheng, A., MAYURESH, V. K. and Morari, M., (1994). "Anti-windup design for internal model control." International Journal of Control **60**(5): 1015-1024.
- [107] Ziegler, J. G., Nichols, N.B., (1942). "Optimum settings for automatic controllers." trans. ASME **64**(8): 759-768.
- [108] Orłowski, P. (2008). Praktische Regeltechnik: Anwendungsorientierte Einführung für Maschinenbauer und Elektrotechniker, Springer, Germany.
- [109] Roeb, M., Neises, M., Monnerie, N., Sattler, C. and Pitz-Paal, R., (2011). "Technologies and trends in solar power and fuels." Energy Environ. Sci. **4**(7): 2503-2511.
- [110] Noglik, A., Roeb, M., Sattler, C. and Pitz-Paal, R., (2009). "Experimental Study on Sulfur Trioxide Decomposition in a Volumetric Solar Receiver-Reactor." ES 2008: Proceedings of the 2nd International Conference on Energy Sustainability - 2008, Vol 1: 525-535.

Anhang 1: Deflektometrie-Ergebnisse

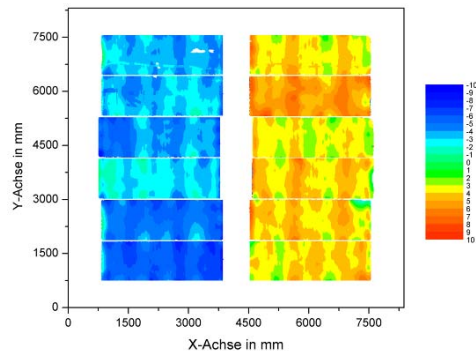


Abbildung A1.1: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H13

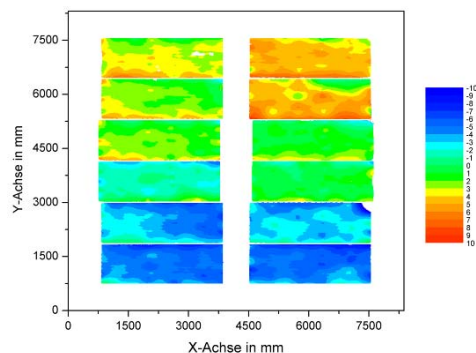


Abbildung A1.2: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H13

Tabelle A1.1: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H13

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	13	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	40.170	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	502	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	499	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	13.651	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	13.657	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	67000	[mm]
Reale Fokallänge	54700.710	[mm]
Azimutwinkel	0.06	[rad]
Elevationswinkel	-0.70	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	4.30	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	3.60	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	4.30	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	3.60	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	5.60	[mrad]

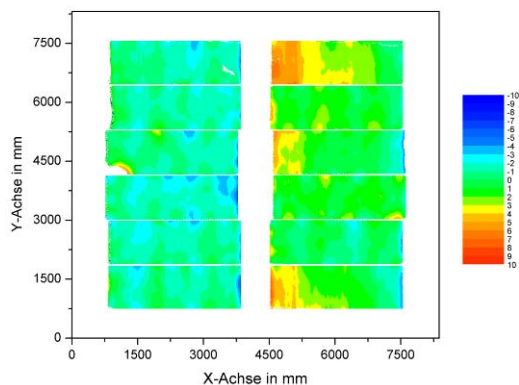


Abbildung A1.3: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H24

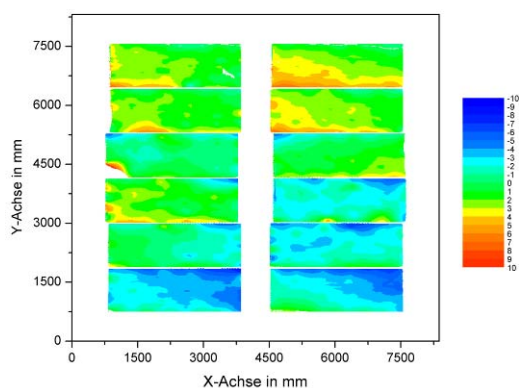


Abbildung A1.4: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H24

Tabelle A1.2: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H24

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	24	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	39.77	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	502	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	499	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	13.651	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	13.657	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	67000	[mm]
Reale Fokallänge	61821.77	[mm]
Azimutwinkel	0.04	[rad]
Elevationswinkel	-0.58	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.85	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	2.43	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.85	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	2.43	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	3.06	[mrad]

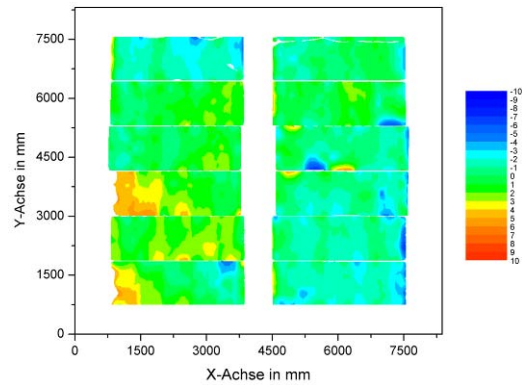


Abbildung A1.5: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H35

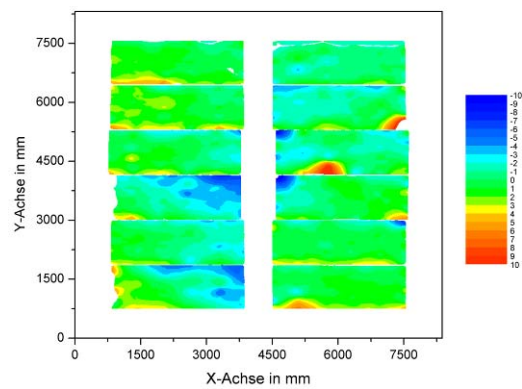


Abbildung A1.6: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H35

Tabelle A1.3: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H35

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	35	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	40.18	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	502	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	499	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	13.651	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	13.657	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	67000	[mm]
Reale Fokallänge	68878.99	[mm]
Azimutwinkel	0.03	[rad]
Elevationswinkel	-0.48	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.71	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.88	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.71	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.88	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	2.54	[mrad]

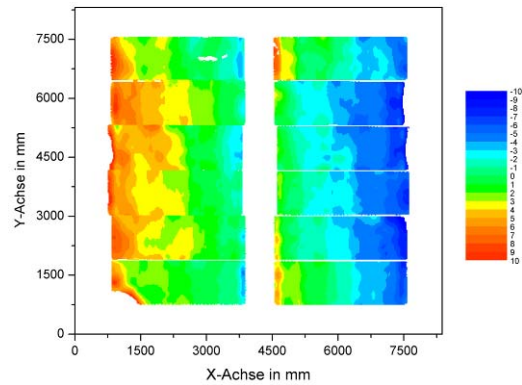


Abbildung A1.7: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H45

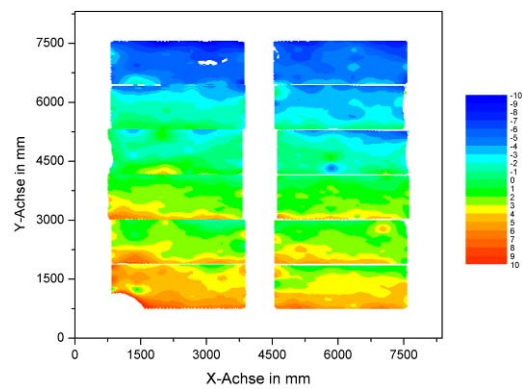


Abbildung A1.8: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H45

Tabelle A1.4: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H45

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	45	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	40.16	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	335	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	333	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.457	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.465	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	67000	[mm]
Reale Fokallänge	85311.03	[mm]
Azimutwinkel	0.03	[rad]
Elevationswinkel	-0.41	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	3.50	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	3.54	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	3.50	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	3.54	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	4.98	[mrad]

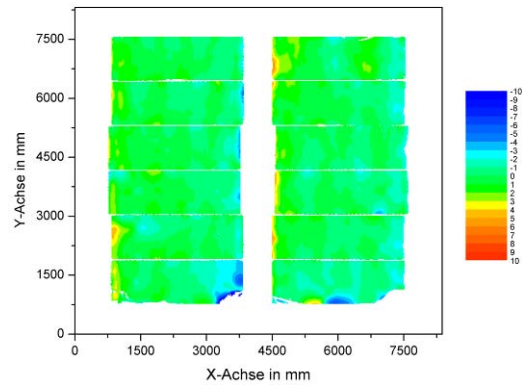


Abbildung A1.9: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H54

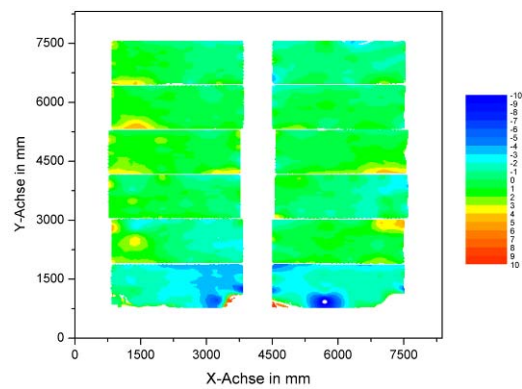


Abbildung A1.10: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H54

Tabelle A1.5: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H54

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	54	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	39.21	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	334	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	334	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.350	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.335	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	91796	[mm]
Reale Fokallänge	90731.22	[mm]
Azimutwinkel	0.12	[rad]
Elevationswinkel	-0.36	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.22	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.59	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.22	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.59	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	2.00	[mrad]

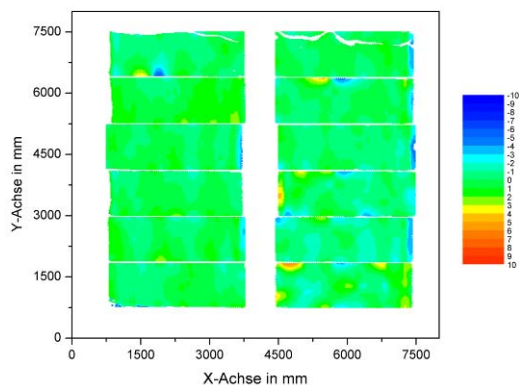


Abbildung A1.11: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H64

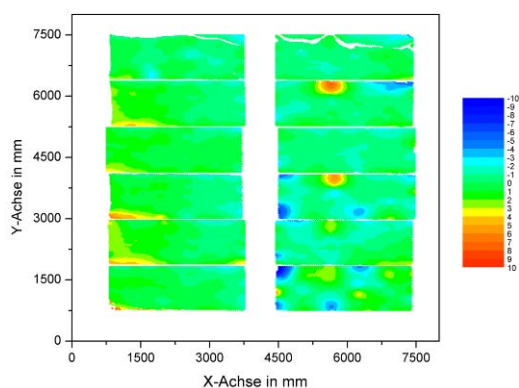


Abbildung A1.12: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H64

Tabelle A1.6: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H13

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	64	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	39.12	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	334	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	334	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.350	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.335	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	99400	[mm]
Reale Fokallänge	100846.20	[mm]
Azimutwinkel	0.20	[rad]
Elevationswinkel	-0.34	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	0.97	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.29	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	0.97	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.29	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	1.62	[mrad]

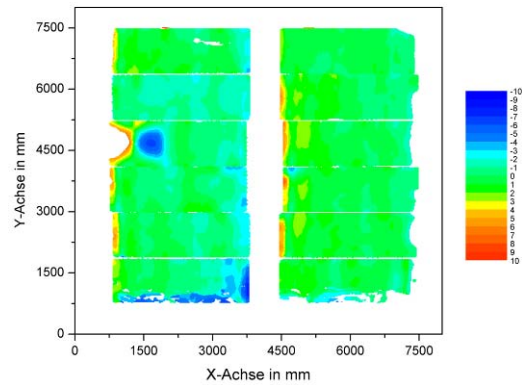


Abbildung A1.13: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H74

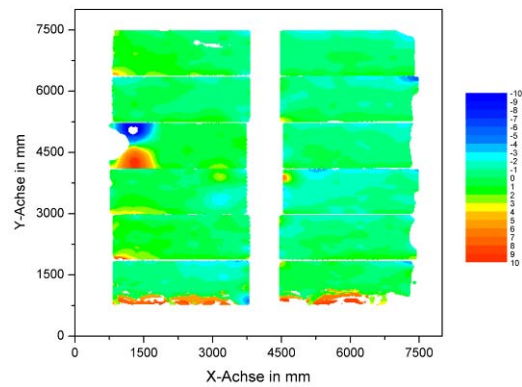


Abbildung A1.14: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H74

Tabelle A1.7: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H74

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	74	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	38.41	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	334	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	334	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.350	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.335	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	108493	[mm]
Reale Fokallänge	109167.10	[mm]
Azimutwinkel	0.11	[rad]
Elevationswinkel	-0.30	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.41	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.63	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.41	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.63	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	2.15	[mrad]

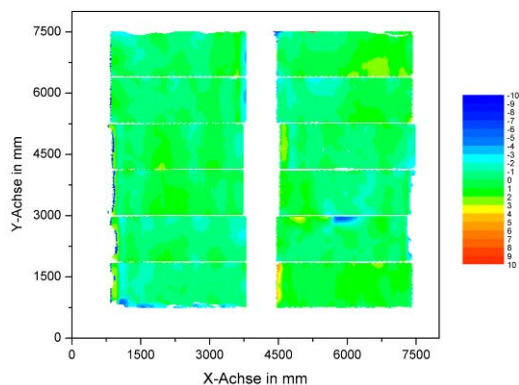


Abbildung A1.15: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H84

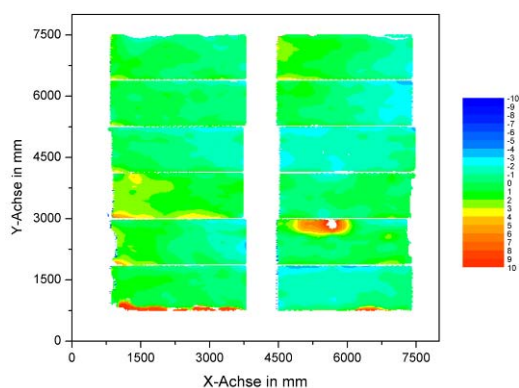


Abbildung A1.16: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H84

Tabelle A1.8: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H84

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	84	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	38.82	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	334	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	334	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.350	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.335	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	117737	[mm]
Reale Fokallänge	117415.81	[mm]
Azimutwinkel	0.02	[rad]
Elevationswinkel	-0.28	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.06	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.67	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.06	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.67	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	1.98	[mrad]

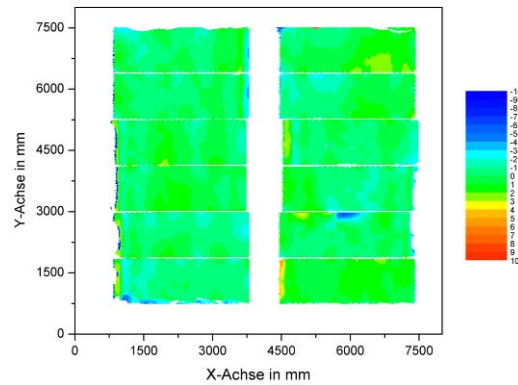


Abbildung A1.17: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in x-Richtung Spiegel H94

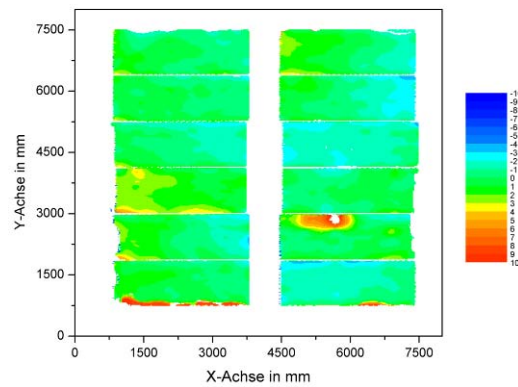


Abbildung A1.18: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealform in y-Richtung Spiegel H94

Tabelle A1.9: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H94

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	94	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	38.91	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	334	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	334	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.350	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.335	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	128451	[mm]
Reale Fokallänge	125825.43	[mm]
Azimutwinkel	0.11	[rad]
Elevationswinkel	-0.25	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.13	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.33	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.13	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.33	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	1.75	[mrad]

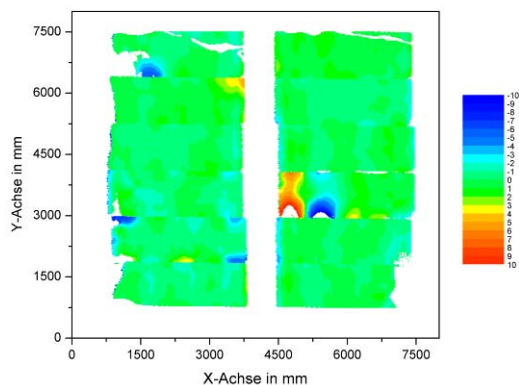


Abbildung A1.19: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealforn in x-Richtung Spiegel H305

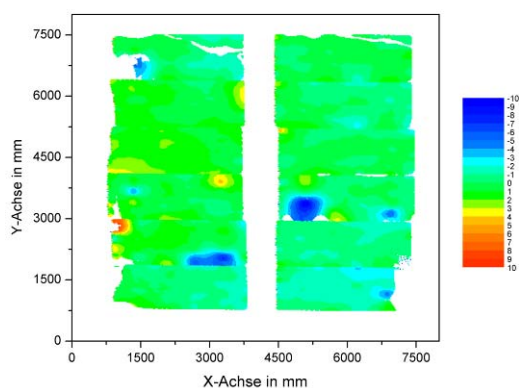


Abbildung A1.20: Abweichung in mrad von der Spiegel-Idealforn in y-Richtung Spiegel H305

Tabelle A1.10: Deflektometrie-Ergebnisse Spiegel H305

Allgemeine Daten:		
Spiegel-Nummer	305	
Gesamt-Auswertungs-Spiegelfläche	38.12	[m ²]
Auflösung in x-Richtung	334	[Pixel]
Auflösung in y-Richtung	334	[Pixel]
Pixelgröße in x-Richtung	20.350	[mm]
Pixelgröße in y-Richtung	20.335	[mm]
Auswertungsergebnisse:		
Design-Fokallänge	164827	[mm]
Reale Fokallänge	158261.79	[mm]
Azimutwinkel	0.06	[rad]
Elevationswinkel	-0.19	[rad]
Standardabweichung in x-Richtung	1.30	[mrad]
Standardabweichung in y-Richtung	1.38	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in x-Richtung	1.30	[mrad]
Quadratischer Mittelwert in y-Richtung	1.38	[mrad]
Quadratischer Mittelwert Gesamt	1.89	[mrad]

Anhang 2: Stoffwerte Wasserdampf

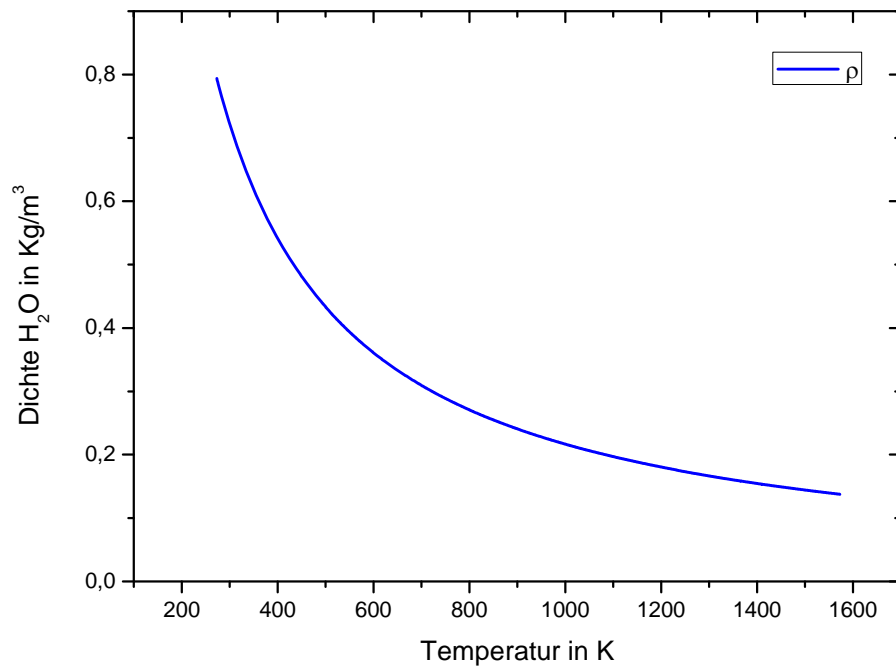


Abbildung A2.1: Die Dichte ρ von Wasserdampf temperaturabhängig

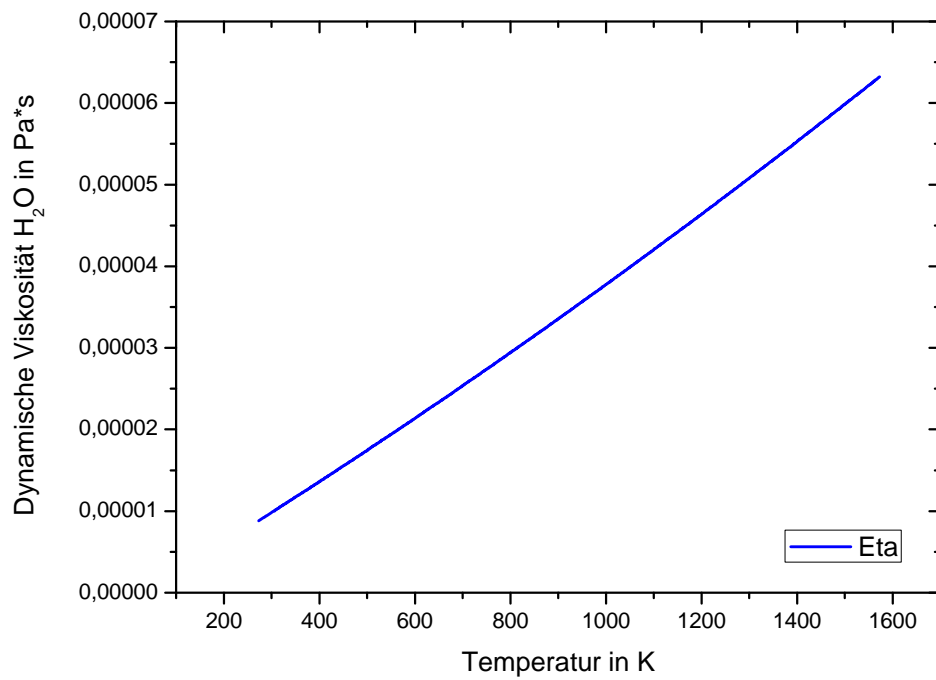


Abbildung A2.2: Die dynamische Viskosität η von Wasserdampf temperaturabhängig

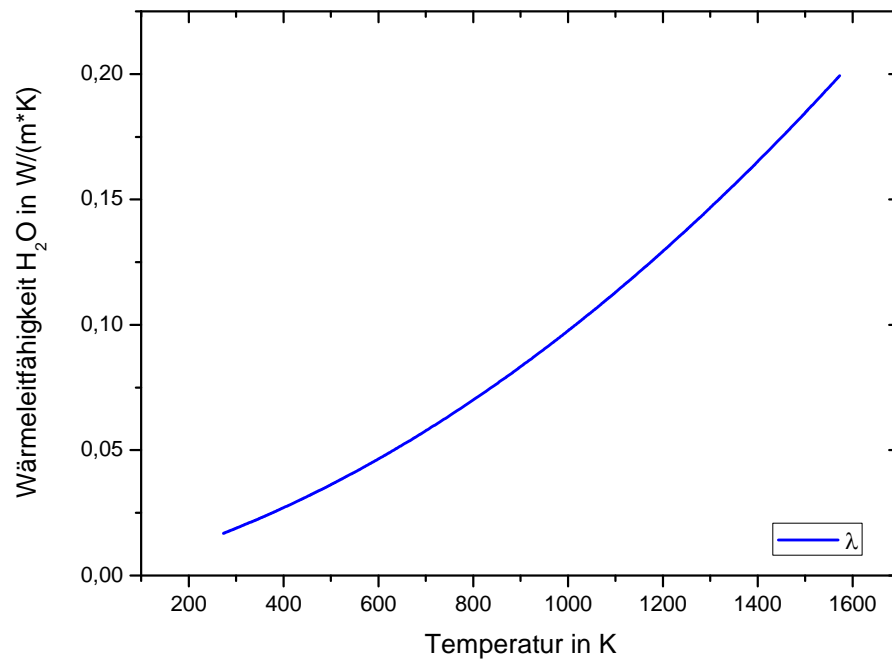


Abbildung A2.3: Die Wärmeleitfähigkeit λ von Wasserdampf temperaturabhängig

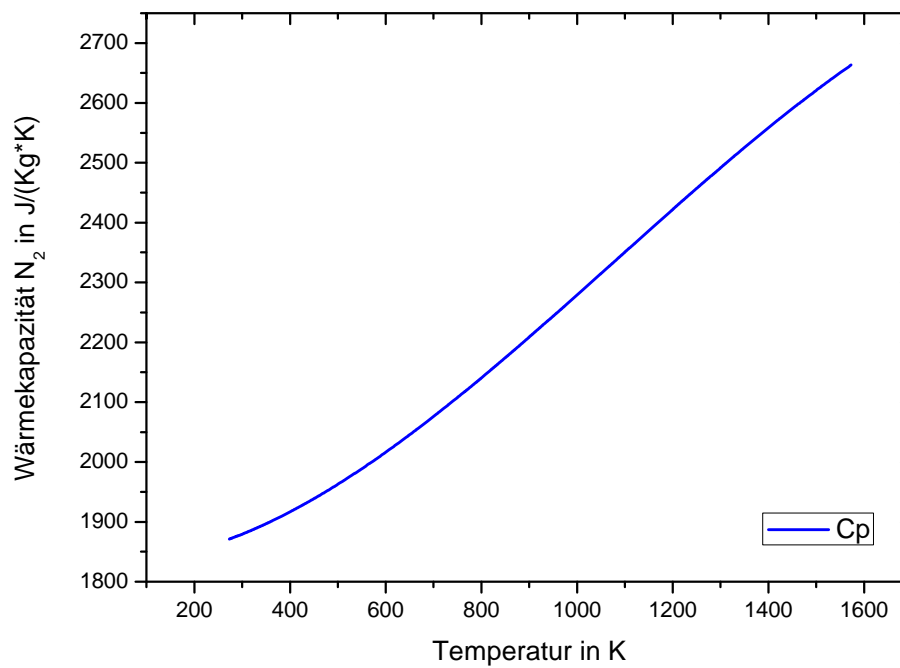


Abbildung A2.4: Die Wärmekapazität c_p von Wasserdampf temperaturabhängig

Anhang 3: Wärmestrombilanzen

Wärmebilanzgleichung der Keramiktemperatur:

$$\dot{T}_K = - \left(\frac{\frac{A_{KB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} + \alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal} \right) \cdot T_K - \frac{\sigma \cdot A_K \cdot (\phi_{KF} + \phi_{KG})}{m_K \cdot c_{vK}} \cdot T_K^4 + \frac{\sigma \cdot (A_K \cdot \phi_{KF} + A_F \cdot \varepsilon_F \cdot 0.5)}{m_K^* \cdot c_{vK}} \cdot T_F^4 + \frac{\frac{A_{KB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} \cdot T_B + \frac{\sigma \cdot A_K \cdot \phi_{KG}}{m_K \cdot c_{vK}} \cdot T_G^4 + \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{3 \cdot m_K \cdot c_{vK}} \cdot T_{Flv} + \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{3 \cdot m_K \cdot c_{vK}} \cdot T_{Flm} + \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{3 \cdot m_K \cdot c_{vK}} \cdot T_{Fln} + \frac{\tau_F}{m_K \cdot c_{vK}} \cdot \dot{Q}_{HS}$$

Wärmebilanzgleichung der Frontscheibentemperatur

$$\dot{T}_F = \frac{\sigma \cdot A_K \cdot \phi_{KF}}{m_F \cdot c_{vF}} \cdot T_K^4 - \frac{\alpha_{F-Fl_{S/R}} \cdot A_F}{m_F \cdot c_{vF}} \cdot T_F - \frac{\sigma \cdot (A_K \cdot \phi_{KF} + \varepsilon_F \cdot A_F)}{m_F^* \cdot c_{vF}} \cdot T_F^4 + \frac{\sigma \cdot (\varepsilon_F \cdot A_F)}{m_F \cdot c_{vF}} \cdot T_U^4 + \frac{\alpha_{F-Fl_{S/R}} \cdot A_F}{m_F \cdot c_{vF}} \cdot T_{Flv} + \frac{\alpha_F}{m_F \cdot c_{vF}} \cdot \dot{Q}_{HS}$$

Wärmebilanzgleichung der Temperatur der inneren Zulaufwand

$$\dot{T}_B = \frac{\frac{A_{KB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} \cdot T_K - \left(\frac{\frac{A_{KB} + A_{GB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} + \alpha_{B-Fl_{S/R}} \cdot A_B \right) \cdot T_B - \frac{\sigma \cdot A_B \cdot \varepsilon_B}{m_B \cdot c_{vB}} \cdot T_B^4 + \frac{\sigma \cdot A_B \cdot \varepsilon_B}{m_B \cdot c_{vB}} \cdot T_{Ga}^4 + \frac{\frac{A_{GB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} \cdot T_G + \frac{\alpha_{B-Fl_{S/R}} \cdot A_B}{m_B \cdot c_{vB}} \cdot T_{Flv}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur der inneren Gehäusewand

$$\dot{T}_G = \frac{\sigma \cdot A_K \cdot \phi_{KG}}{m_G \cdot c_{vG}} \cdot T_K^4 + \frac{\frac{A_{GB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} \cdot T_B - \left(\frac{\frac{A_{GB}}{\delta_{iso} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} + \alpha_{G-Fl_{S/R}} \cdot A_G \right) \cdot T_G - \frac{\sigma \cdot A_K \cdot \phi_{KG}}{m_G \cdot c_{vG}} \cdot T_G^4 + \frac{\alpha_{G-Fl_{S/R}} \cdot A_G}{m_G \cdot c_{vG}} \cdot T_{Fln}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur der äußeren Gehäuseschülle

$$\dot{T}_{Ba} = - \frac{\frac{A_{Ga}}{\delta_{isoGa} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} \cdot T_{Ba} - \frac{\sigma \cdot A_{Ba} \cdot \varepsilon_{Ba}}{m_{Ba} \cdot c_{vBa}} \cdot T_{Ba}^4 + \frac{\sigma \cdot A_{Ba} \cdot \varepsilon_{Ba}}{m_{Ba} \cdot c_{vBa}} \cdot T_U^4 + \frac{\frac{A_{Ga}}{\delta_{isoGa} + \delta_b}}{\lambda_{iso} \lambda_b} \cdot T_{Ga}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur der äußeren Zulaufwand

$$\dot{T}_{Ga} = \frac{\sigma \cdot A_{Ga} \cdot \varepsilon_{Ga}}{m_{Ga} \cdot c_{vGa}} \cdot T_B^4 - \frac{\sigma \cdot A_{Ga} \cdot \varepsilon_{Ga}}{m_{Ga} \cdot c_{vGa}} \cdot T_{Ga}^4 + \frac{\frac{A_{Ga}}{\frac{\delta_{isoGa}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_{Ga} \cdot c_{vGa}} \cdot T_{Ba} - \left(\frac{\frac{A_{Ga}}{\frac{\delta_{isoGa}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}} + \alpha_{Fl-Ga_{S/R}} \cdot A_{Ga}}{m_{Ga} \cdot c_{vGa}} \right) \cdot T_{Ga} + \frac{\alpha_{Fl-Ga_{S/R}} \cdot A_{Ga}}{m_{Ga} \cdot c_{vGa}} \cdot T_{Flv}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur des Fluids am Anfang des Zulaufs

$$\dot{T}_{Fl} = -\frac{1}{t_{PT1}} \cdot T_{Fl} + \frac{1}{t_{PT1}} \cdot T_{FlSoll}$$

Wärmebilanzgleichung für die Temperatur des Fluids am Ende des Zulaufs

$$\dot{T}_{Flv} = \frac{\alpha_{F-Fl_{S/R}} \cdot A_F}{m_{Flv} \cdot c_{vFlv}} \cdot T_F + \frac{\alpha_{B-Fl_{S/R}} \cdot A_B}{m_{Flv} \cdot c_{vFlv}} \cdot T_B + \frac{\alpha_{Fl-Ga_{S/R}} \cdot A_{Ga}}{m_{Flv} \cdot c_{vFlv}} \cdot T_{Ga} + \frac{\dot{m}_{Flv} \cdot c_{pFlv}}{m_{Flv} \cdot c_{vFlv}} \cdot T_{Fl} - \frac{\left(\alpha_{F-Fl_{S/R}} \cdot A_F + \alpha_{B-Fl_{S/R}} \cdot A_B + \alpha_{Fl-Ga_{S/R}} \cdot A_{Ga} + \dot{m}_{Flv} \cdot c_{pFlv} \right)}{m_{Flv} \cdot c_{vFlv}} \cdot T_{Flv}$$

Wärmebilanzgleichungen für die Temperaturen innerhalb der Keramik

$$\dot{T}_{Flvk} = \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_K - \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_{Flvk}$$

$$\dot{T}_{Flm} = \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_K - \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_{Flm}$$

$$\dot{T}_{Fln} = \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal}}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_K + \frac{\dot{m}_{Fl} \cdot c_p}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_{Flv} - \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} \cdot A_{Kanal} + \dot{m}_{Fl} \cdot c_p}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}} \cdot T_{Fln} + \frac{\dot{Q}_{Reaktion}}{m_{Fl} \cdot c_{vFl}}$$

Anhang 4: Zustandsraumdarstellung offene Strecke

(wird fortgesetzt)

$$\begin{pmatrix} \dot{T}_K \\ \dot{T}_F \\ \dot{T}_B \\ \dot{T}_G \\ \dot{T}_{Ba} \\ \dot{T}_{Ga} \\ \dot{T}_{Fl} \\ \dot{T}_{Flv} \\ \dot{T}_{Flvk} \\ \dot{T}_{Flm} \\ \dot{T}_{Fln} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\frac{A_{KB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}} + \alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{m_K * c_{vK}} & -\frac{\sigma * A_K * (\phi_{KF} + \phi_{KG})}{m_K * c_{vK}} & 0 \\ 0 & \frac{\sigma * A_K * \phi_{KF}}{m_F * c_{vF}} & -\frac{\alpha_{F-Fl_{S/R}} * A_F}{m_F * c_{vF}} \\ \frac{\frac{A_{KB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_B * c_{vB}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\sigma * A_K * \phi_{KG}}{m_G * c_{vG}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\alpha_{F-Fl_{S/R}} * A_F}{m_{Flv} * c_{vFlv}} \\ \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{m_{Fl} * c_{vFlv}} & 0 & 0 \\ \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{m_{Fl} * c_{vFlv}} & 0 & 0 \\ \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{m_{Fl} * c_{vFln}} & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Fortsetzung Zustandsraumdarstellung (wird fortgesetzt):

$$\begin{array}{cccc}
 \frac{\sigma * (A_K * \phi_{KF} + A_F * \varepsilon_F * 0,5)}{m_K * c_{vK}} & \frac{\frac{A_{KB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_K * c_{vK}} & 0 & 0 \\
 - \frac{\sigma * (A_K * \phi_{KF} * \varepsilon_F * A_F)}{m_F * c_{vF}} & 0 & 0 & 0 \\
 0 & \left(\frac{\frac{A_{KB} + A_{GB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}} + \alpha_{B-Fl_{S/R}} * A_B}{m_B * c_{vB}} \right) & - \frac{\sigma * A_B * \varepsilon_B}{m_B * c_{vB}} & \frac{\frac{A_{GB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_B * c_{vB}} \\
 0 & \frac{\frac{A_{GB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_G * c_{vG}} & 0 & - \left(\frac{\frac{A_{GB}}{\frac{\delta_{iso}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}} + \alpha_{G-Fl_{S/R}} * A_G}{m_G * c_{vG}} \right) \\
 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & \frac{\sigma * A_B * \varepsilon_B}{m_{Ga} * c_{vGa}} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & \frac{\alpha_{B-Fl_{S/R}} * A_B}{m_{Flv} * c_{vFlv}} & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0
 \end{array}$$

Fortsetzung Zustandsraumdarstellung (wird fortgesetzt):

$$\begin{array}{cccccc}
 \frac{\sigma * A_K * \phi_{KG}}{m_K * c_{vK}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 -\frac{\sigma * A_K * \phi_{KG}}{m_G * c_{vG}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & -\frac{\frac{A_{Ga}}{\frac{\delta_{isoGa}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_{Ba} * c_{vBa}} & -\frac{\sigma * A_{Ba} * \varepsilon_{Ba}}{m_{Ba} * c_{vBa}} & \frac{\frac{A_{Ga}}{\frac{\delta_{isoGa}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_{Ba} * c_{vBa}} & 0 \\
 0 & \frac{\frac{A_{Ga}}{\frac{\delta_{isoGa}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}}}{m_{Ga} * c_{vGa}} & 0 & -\frac{\left(\frac{A_{Ga}}{\frac{\delta_{isoGa}}{\lambda_{iso}} + \frac{\delta_b}{\lambda_b}} + \alpha_{Fl-Ga_{S/R}} * A_{Ga} \right)}{m_{Ga} * c_{vGa}} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{t_{PT1}} \\
 0 & 0 & 0 & \frac{\alpha_{Fl-Ga_{S/R}} * A_{Ga}}{m_{Flv} * c_{vFlv}} & \frac{\dot{m}_{Flv} * c_{pFlv}}{m_{Flv} * c_{vFlv}} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0
 \end{array}$$

Fortsetzung Zustandsraumdarstellung (wird fortgesetzt):

0	$\frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{3 * m_K * c_{vK}}$	$\frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{3 * m_K * c_{vK}}$
$\frac{\alpha_{F-Fl_{S/R}} * A_F}{m_F * c_{vF}}$	0	0
$\frac{\alpha_{B-Fl_{S/R}} * A_B}{m_B * c_{vB}}$	0	0
0	0	0
0	0	0
$\frac{\alpha_{Fl-Ga_{S/R}} * A_{Ga}}{m_{Ga} * c_{vGa}}$	0	0
0	0	0
$\frac{(\alpha_{F-Fl_{S/R}} * A_F + \alpha_{B-Fl_{S/R}} * A_B + \alpha_{Fl-Ga_{S/R}} * A_{Ga} + \dot{m}_{Flv} * c_{pFlv})}{m_{Flv} * c_{vFlv}}$	0	0
0	$-\frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{m_{Fl} * c_{vFlv}}$	0
0	0	$-\frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{m_{Fl} * c_{vFlv}}$
$\frac{\dot{m}_{Fl} * c_p}{m_{Fl} * c_{vFln}}$	0	0

Fortsetzung Zustandsraumdarstellung:

$$\begin{aligned}
 & \begin{pmatrix} \frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal}}{3 * m_K * c_{vK}} \\ 0 \\ 0 \\ \frac{\alpha_{G-Fl_{S/R}} * A_G}{m_G * c_{vG}} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ -\frac{\alpha_{K-Fl_{S/R}} * A_{Kanal} + \dot{m}_{Fl} * c_p}{m_{Fl} * c_{vFln}} \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} T_K \\ T_K^4 \\ T_F \\ T_F^4 \\ T_B \\ T_B^4 \\ T_G \\ T_G^4 \\ T_{Ba} \\ T_{Ba}^4 \\ T_{Ga} \\ T_{Fl} \\ T_{Flv} \\ T_{Flvk} \\ T_{Flm} \\ T_{Fln} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \frac{\tau_F}{m_K * c_{vK}} & 0 \\ \frac{\alpha_F}{m_K * c_{vK}} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{t_{PT1}} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} \dot{Q}_{HS} \\ T_{FlSoll} \end{pmatrix}
 \end{aligned}$$

Anhang 5: Simulationstage

Tage mit optimaler DNI:

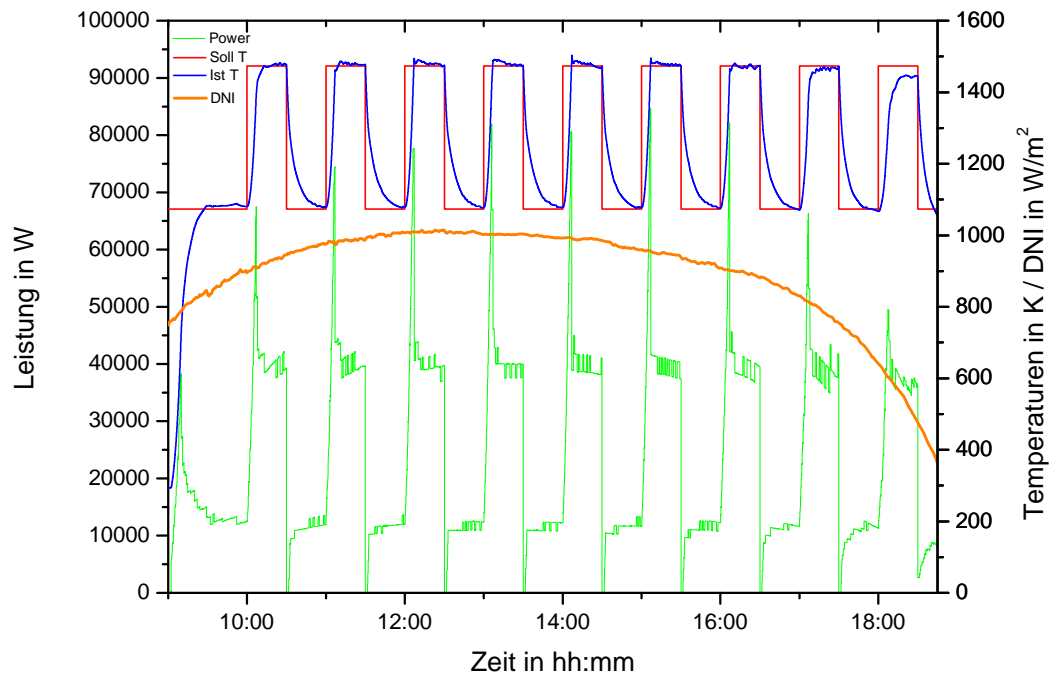


Abbildung A5.1: Die Simulationsergebnisse am 19.03.2009 bei optimalen Konditionen

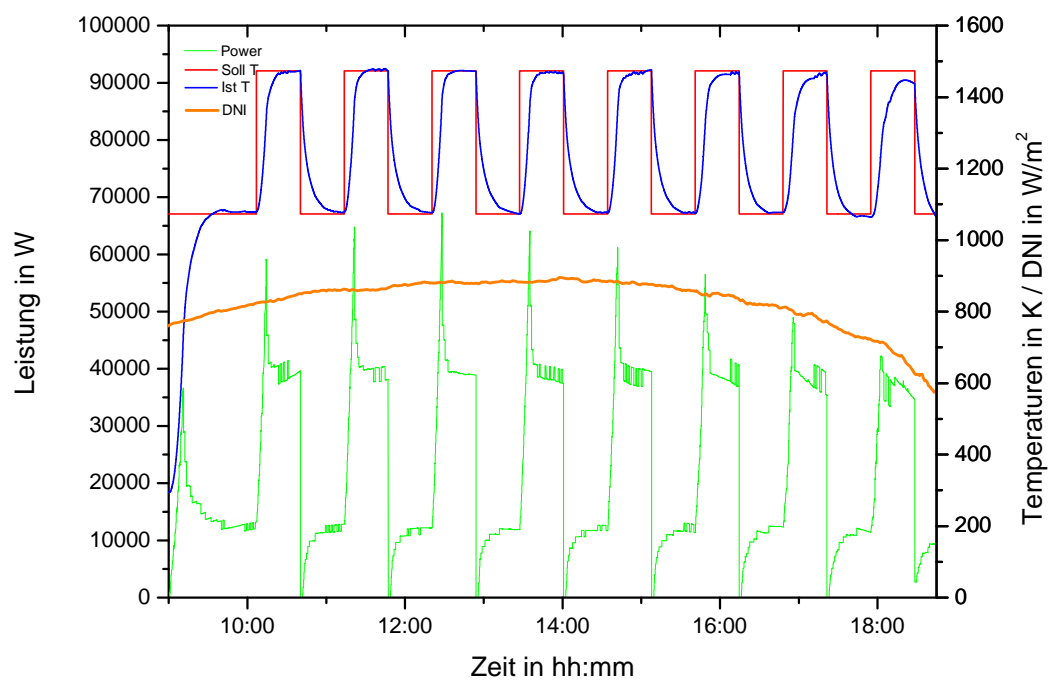


Abbildung A5.2: Die Simulationsergebnisse am 01.07.2009 bei optimalen Konditionen

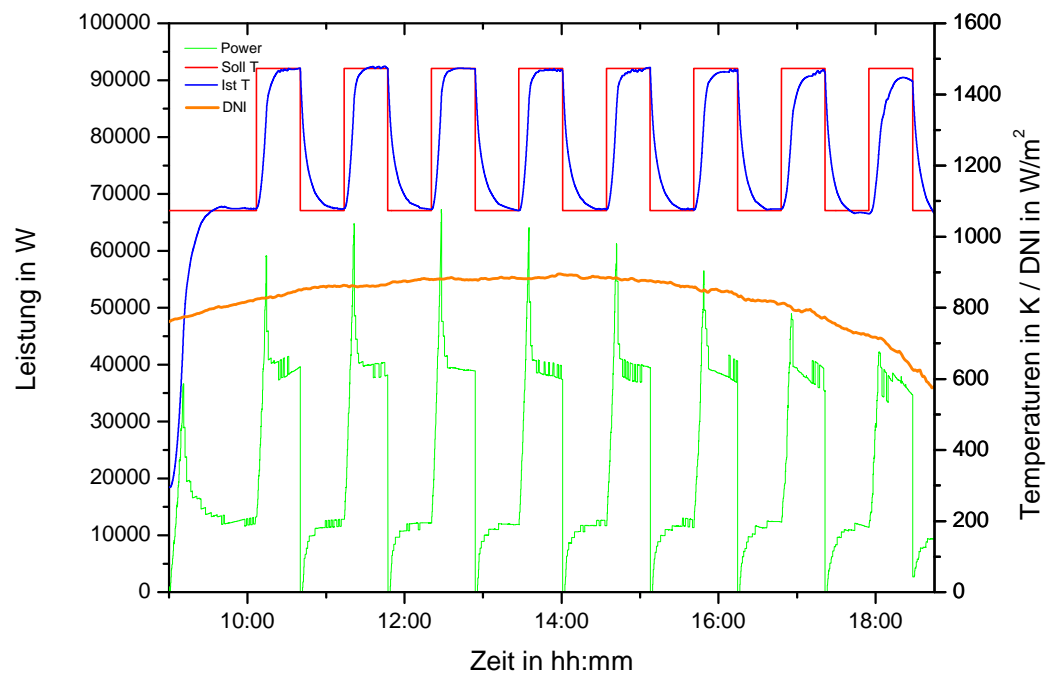


Abbildung A5.3: Die Simulationsergebnisse am 01.07.2009 bei optimalen Konditionen

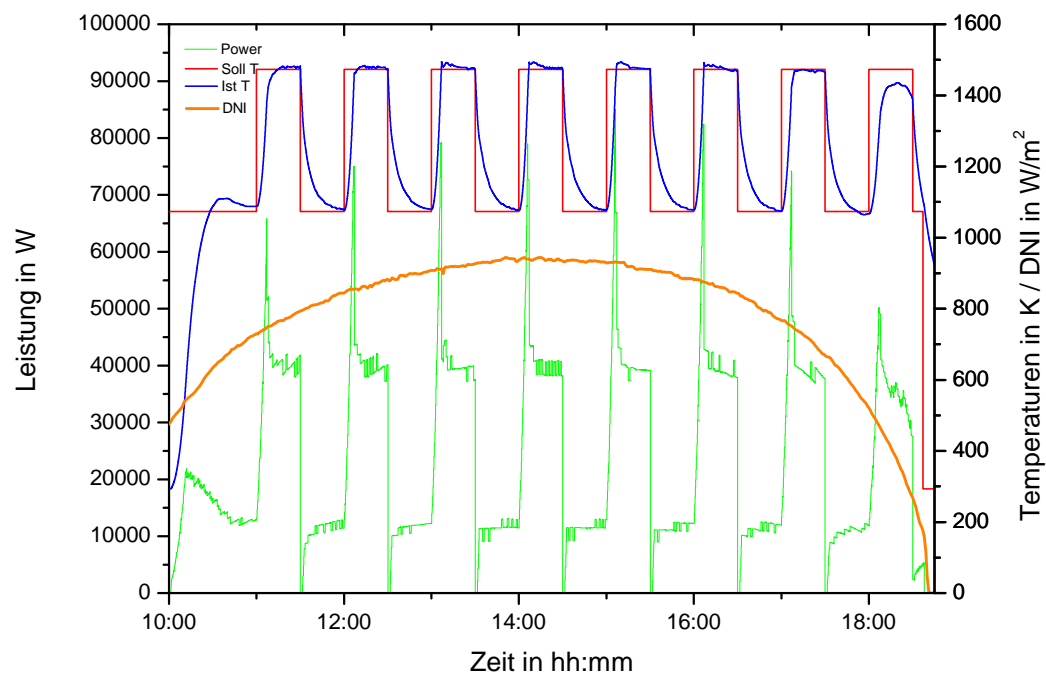
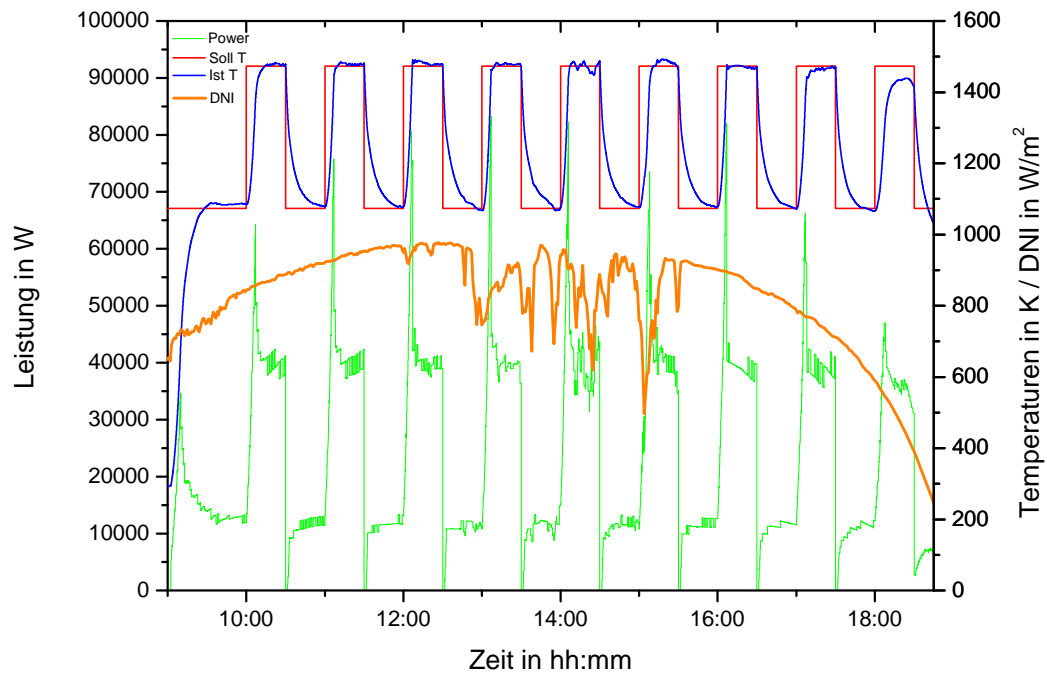
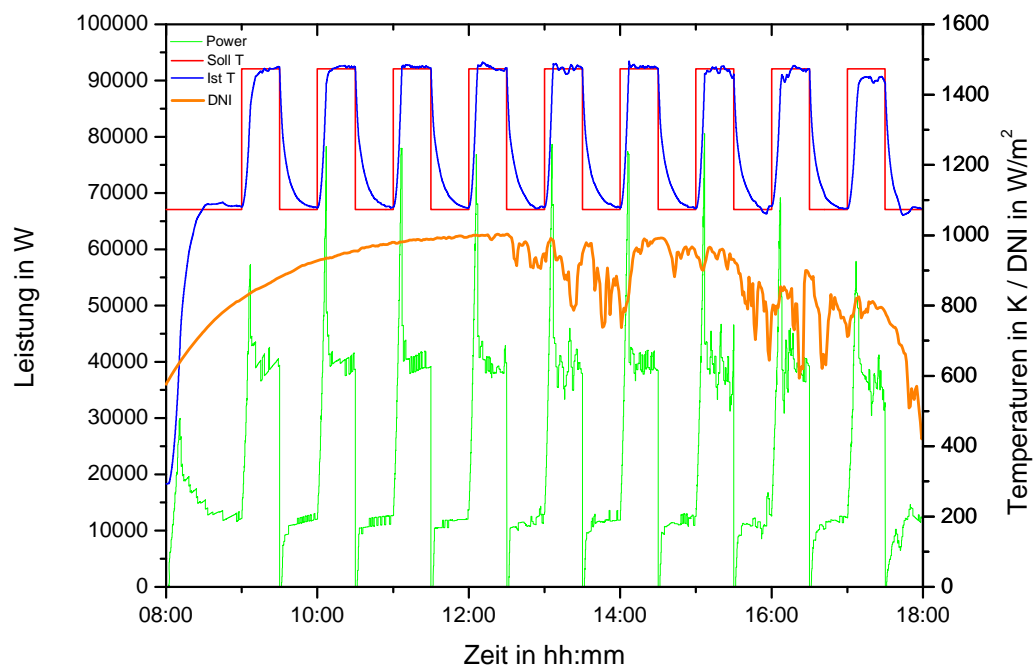


Abbildung A5.4: Die Simulationsergebnisse am 11.12.2009 bei optimalen Konditionen

Tage mit mittelmäßiger DNI:**Abbildung A5.5: Die Simulationsergebnisse am 10.03.2009 bei mäßigen Konditionen****Abbildung A5.6: Die Simulationsergebnisse am 23.03.2009 bei mäßigen Konditionen**

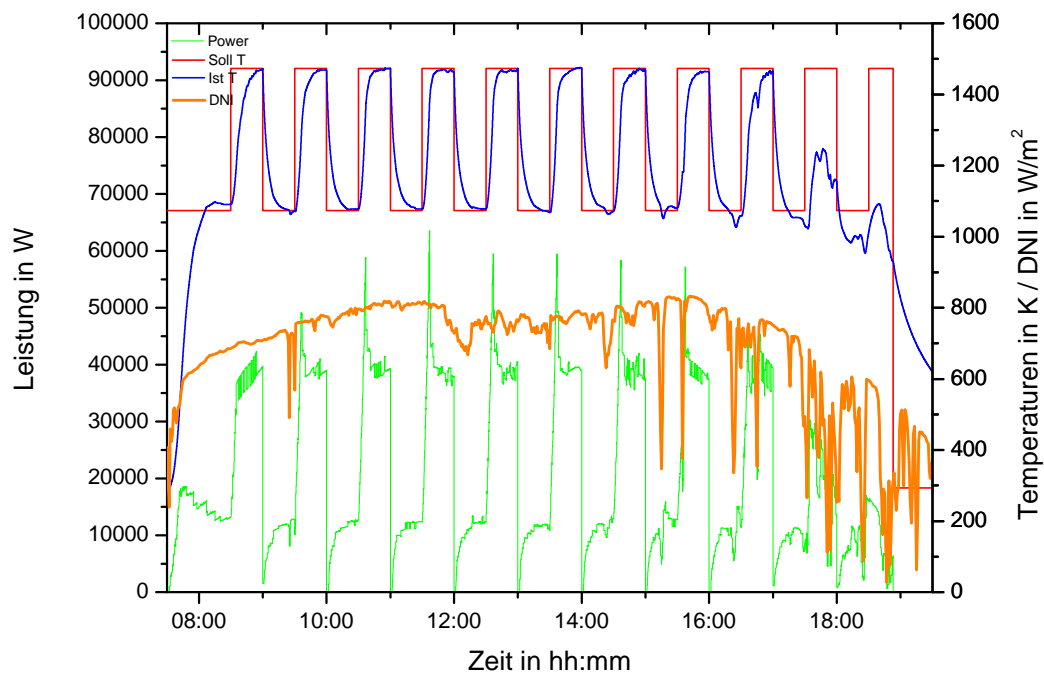


Abbildung A5.7: Die Simulationsergebnisse am 03.07.2009 bei mäßigen Konditionen

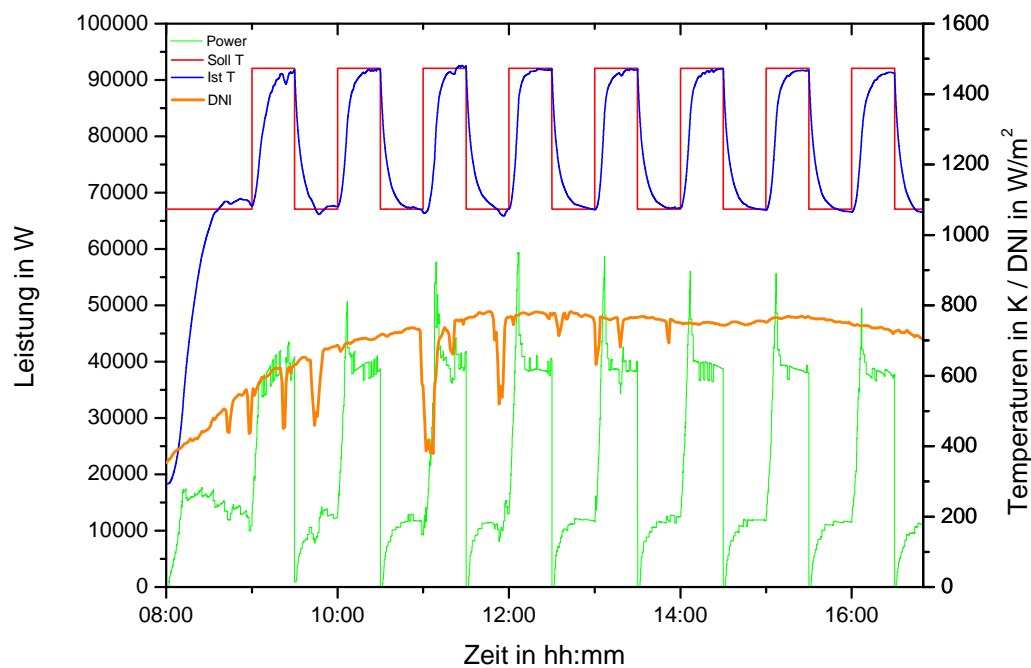


Abbildung A5.8: Die Simulationsergebnisse am 13.07.2009 bei mäßigen Konditionen

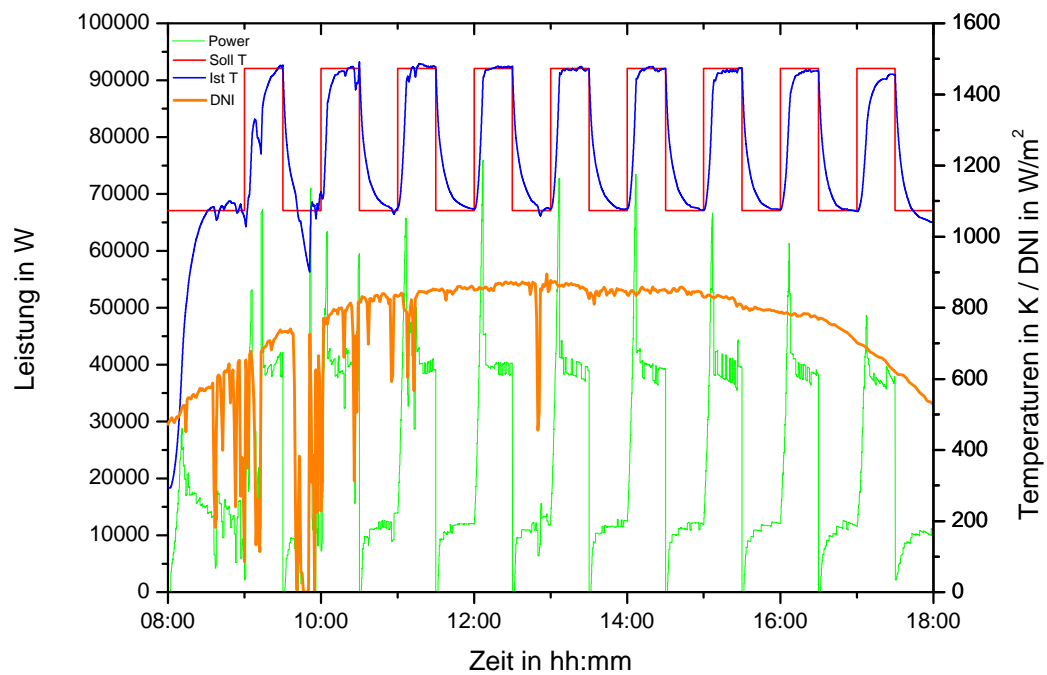


Abbildung A5.9: Die Simulationsergebnisse am 08.09.2009 bei mäßigen Konditionen

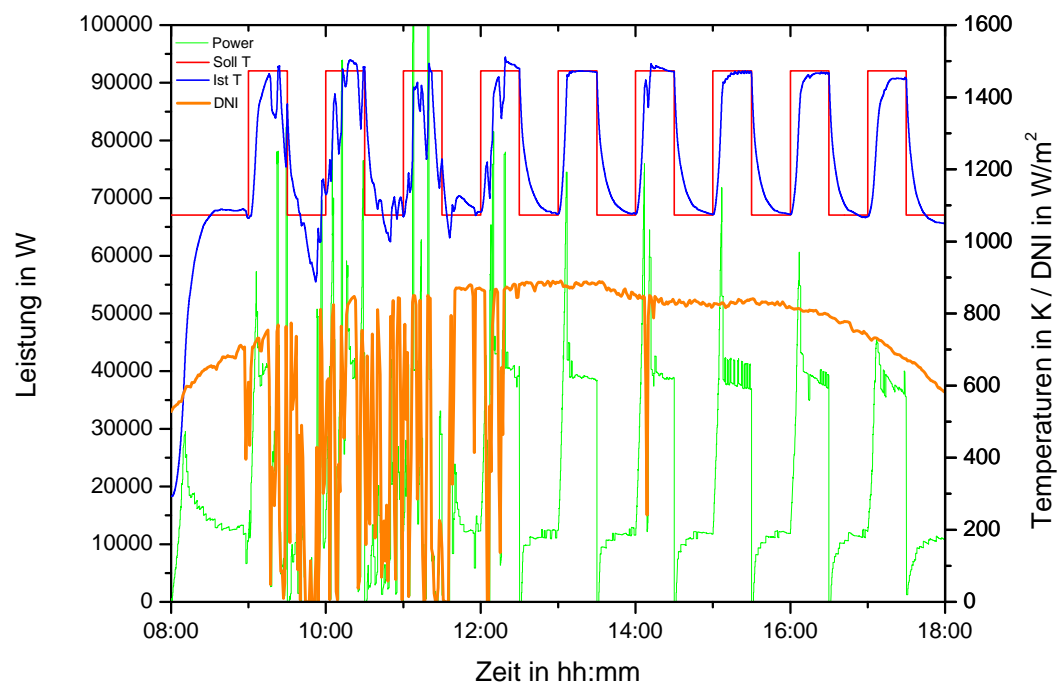


Abbildung A5.10: Die Simulationsergebnisse am 09.09.2009 bei mäßigen Konditionen

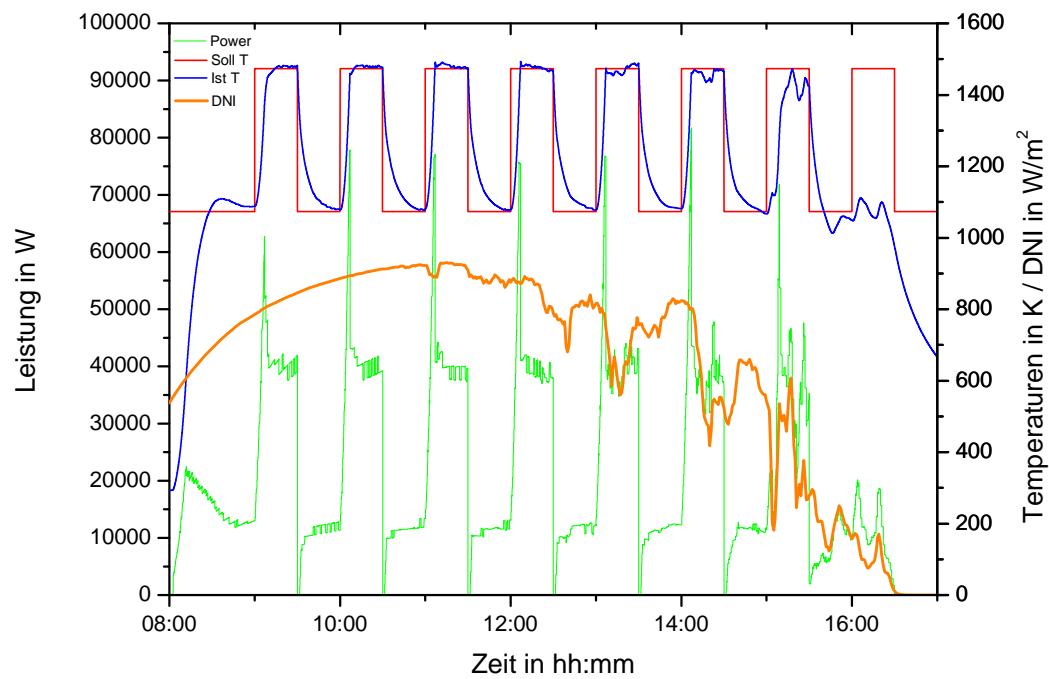


Abbildung A5.11: Die Simulationsergebnisse am 12.12.2009 bei mäßigen Konditionen

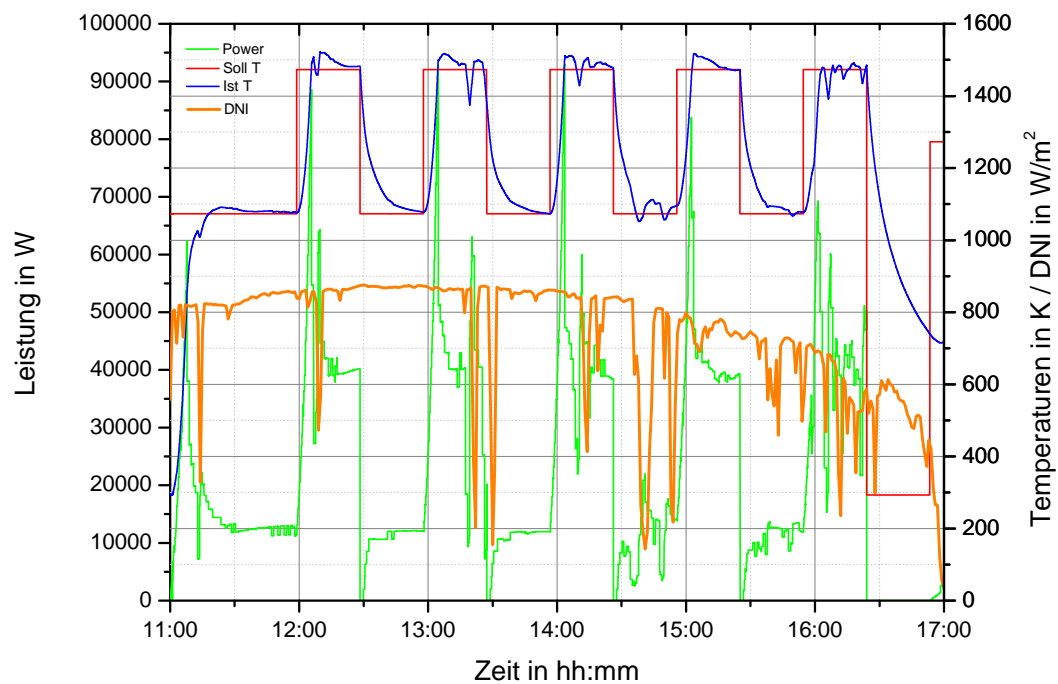


Abbildung A5.12: Die Simulationsergebnisse am 16.12.2009 bei mäßigen Konditionen

Anhang 6: Tabellarischer Lebenslauf

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten!

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten!

